

Naturmessungen und numerische Simulationen zur Untersuchung von Freileitungsseilen im natürlichen Wind

Von der
Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines
Doktoringenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

von
Dipl.-Ing. Dominik Stengel
geboren am 24.01.1984
aus Fürstenfeldbruck

Eingereicht am: 29. April 2015

Disputation am: 11. April 2016

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Udo Peil
Prof. Dr.-Ing. Hans-Jürgen Niemann

2016

"It ain't so much the things we know that get us into trouble. It's the things we know that just ain't so."

Mark Twain

Kurzfassung

Für Tragmasten von Freileitungen ist meist die Windeinwirkung bemessungsrelevant. Mit den großen Spannweiten der Hochspannungsebene trägt dabei die Windeinwirkung auf die Leiterseile einen maßgebenden Anteil zur Gesamtbeanspruchung dieser Tragstrukturen bei. Daher ist es offensichtlich, dass das Tragverhalten der Freileitungsseile eine wichtige Rolle für die zuverlässige Bemessung bei Neubauten oder der Bewertung der Zuverlässigkeit des Bestands spielt. Hierfür sind insbesondere die Extremwindereignisse, das sog. 50-Jahres-Windereignis von Bedeutung. Bei diesen hohen Windgeschwindigkeiten treten vor allem windinduzierte Schwingungen der Leiterseile auf.

Die für die Bemessung herangezogenen Konzepte basieren meist auf Übertragungsmodellen im Frequenzbereich. Diese setzen eine Linearisierung um den Arbeitspunkt der mittleren Verschiebung voraus, welche nur unter der Annahme von kleinen Schwingungsamplituden gerechtfertigt ist. Dabei kommt der Systemdämpfung eine wichtige Rolle zu. Zwar ist die Strukturdämpfung für Litzen-seile vernachlässigbar gering, doch unter Windeinwirkung kann die aerodynamische Dämpfung aufgrund der Relativgeschwindigkeit zwischen Anströmung und Struktur zu beachtlicher Größe anwachsen.

Die Beschreibung des Tragverhaltens im Zeitbereich erlaubt es, das nichtlineare Verhalten der Kraftübertragung, sowie der großen Verformungen zu berücksichtigen. Damit lassen sich für die Bemessung relevante Parameter identifizieren und notwendige Annahmen zur Windeinwirkung, sowie zur quasistationären Kraftübertragung überprüfen. Gerade das Verhalten von Freileitungsseilen unter Extremwindereignissen, auf das es zu Extrapolieren gilt, kann so im Rahmen der getroffenen Annahmen simuliert werden.

Anhand von Naturmessungen werden die Übertragungsmodelle, sowie das Zeitbereichsmodell bei eher moderaten Windgeschwindigkeiten überprüft. Durch die Verteilung von Windsensoren entlang der Leitung kann die für die Belastung der Leiterseile maßgebende laterale Windverteilung annähernd erfasst werden. Bestehende Annahmen hierzu werden überprüft und erweitert. Für die Zeitbereichsrechnungen wird eine Methode zur Windfeldgenerierung dahingehend erweitert, dass die Windereignisse auch adäquat im Zeitbereich wiedergegeben werden können.

Mit dem Ziel, eine zuverlässigere Bemessung von Freileitungen unter turbulenter Windbeanspruchung zu erreichen, werden sog. Spannweitenfaktoren abgeleitet und auf andere Leitungskonfigurationen übertragen, die die Mechanik der Leiterseile sowie die maßgebenden Eigenschaften der Windeinwirkung beinhalten.

Abstract

Regarding suspension towers of overhead transmission lines, wind is the most critical load case in design. Wind action on conductors significantly contributes to the overall loading of those supporting structures in case of wide spanning cables used in high voltage level. Hence it is inherent that loadbearing characteristic of conductor cables plays an important role for reliable design of new constructions or evaluation of reliability level of existing structures. Therefor extreme wind situations, a so-called 50-years wind event is of particular interest. Under such high wind velocities, mainly wind induced vibrations of conductor cables occur.

Concepts employed for design purpose are mostly based on admittance functions in frequency domain. This implies linearization around the operating position of mean deflection, which is only valid for the assumption of small vibration amplitudes. Herein damping of the system becomes important. Structural damping of stranded wires is indeed negligible low, but in case of wind action aerodynamic damping increases significantly due to the relative velocity between acting wind flow and structure.

The description of loadbearing characteristics in time domain allows considering nonlinear behavior of force admittance as well of large displacements. Relevant parameters for design can thereby be identified and necessary assumptions on wind action as well as quasi-steady force admittance can be validated. Just by that the behavior of overhead transmission line cables under extreme wind events which need to be extrapolated, can be simulated by means of the assumptions made.

Models of admittance as well as a model in time domain are validated by means of field measurements at rather moderate wind speeds. Distributing wind sensors along an overhead transmission line, the lateral distribution of wind which is decisive for the loading of conductor cables can be captured. Existing assumptions for this are validated and extended. For calculations in time domain, a method for generation of a wind field will be extended in order to reproduce wind events adequately also in time domain.

Aiming at a reliable design of overhead transmission lines under turbulent wind, so-called span reduction factors are derived and converted to other transmission line configurations which include the mechanics of overhead line conductors as well as the predominant characteristics of wind loading.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand zwischen 2011 und 2016 im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM). Finanziert wurde das zugrundeliegende Forschungsprojekt MOSYTRAF (Monitoringsystem zur Tragverhaltensstudie von Freileitungen unter Böenbeanspruchung) von den Netzbetreibern E.ON Netz GmbH, 50Hertz Transmission GmbH und TenneT TSO GmbH.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Milad Mehdianpour, der als Mitarbeiter an der BAM das Forschungsprojekt initiierte. Seine Begleitung als Projektleiter half außerordentlich bei der Entstehung der Arbeit und seine Offenheit für Diskussionen eröffnete mir stets neue Sichtweisen. Durch ihn bekam ich auch die Möglichkeit am Institut für Stahlbau der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig zu promovieren.

Hierbei möchte ich mich besonders bei Herrn em. Prof. Dr.-Ing. Udo Peil bedanken, dass er mein Gesuch auf eine Promotion akzeptierte. Seine Anregungen insbesondere zu Beginn halfen mir sehr, das Thema meiner Arbeit festzulegen und den wissenschaftlichen Fokus nicht aus den Augen zu verlieren. Mit seinem Wissen auf dem Gebiet des Windingenieurwesens und der Baudynamik stand mir mit ihm ein anerkannter Wissenschaftler als Betreuer zur Seite.

Des Weiteren möchte ich mich auch bei Herrn Dr.-Ing. Mathias Clobes für die Begleitung des Projekts, wie auch meiner Arbeit im Rahmen seiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau und darüber hinaus bedanken. Seine allseits kritische Hinterfragung meiner Thesen trug sehr zum Gelingen dieser Arbeit bei und half mir, immer ein Stück weiter zu blicken.

Mein Dank geht ebenso an Herrn em. Prof. Dr.-Ing. Hans-Jürgen Niemann, dessen Bereitschaft, als Gutachter meine Arbeit zu bewerten, mich sehr gefreut hat. Außerdem möchte Herrn Prof. Dr. sc. techn. Klaus Thiele für seine Tätigkeit als Prüfer und Herrn Prof. Dr.-Ing. Manfred Krafczyk für die Übernahme des Vorsitz im Promotionsverfahren danken.

Allen weiteren Kollegen, die mich am Institut für Stahlbau, wie auch an der BAM begleiteten sei ebenso herzlich gedankt, insbesondere den Kollegen, die die Installation der Messanlage und die Datenerfassung und –übertragung durchgeführt haben.

Nicht zuletzt geht mein Dank an meine Familie, ohne die ich niemals so weit gekommen wäre. Ihre Unterstützung und Hilfe in jeder Lage ist für mich von unbeschreiblichem Wert und wird mich hoffentlich immer begleiten.

Berlin, im April 2016

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen.....	XI
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation	1
1.2 Wissensstand	2
1.2.1 Windinduzierte Schwingungen von Freileitungsseilen	2
1.2.2 Bisherige Untersuchungen	3
1.3 Folgerungen, Zielsetzung und Vorgehensweise	4
2 Windcharakteristika	7
2.1 Wind als stochastischer Prozess	7
2.2 Beschreibung <i>Gauß</i> -verteilter Zufallsprozesse	8
2.2.1 Mittelwert und Standardabweichung	8
2.2.2 Auto- und Kreuzkorrelation	9
2.3 Ingenieurmodell des Windfelds.....	10
2.3.1 <i>Reynolds</i> 'sche Zerlegung des Windvektors	10
2.3.2 Windprofil der mittleren Windgeschwindigkeit	10
2.3.3 Turbulenzintensität	12
2.3.4 Leistungsdichte	12
2.3.5 Integrallängenmaße.....	12
2.3.6 Kohärenz	13
3 Aerodynamische Belastung weit gespannter Freileitungsseile.....	15
3.1 Wissensstand	15
3.1.1 Aerodynamischer Kraftbeiwert.....	15
3.1.2 Herleitung der aerodynamischen Admittanz im Frequenzbereich	17
3.1.3 Bekannte aerodynamische Admittanzansätze.....	18
3.2 Bewertung des aktuellen Wissensstands	19

3.2.1	Übertragbarkeit von Windkanalversuchen zur Ermittlung des Kraftbeiwerts..	19
3.2.2	Bewertung der Admittanzansätze für die Anwendung auf Freileitungsseile....	20
4	Mechanisches Verhalten von Freileitungsseilen unter Windanregung	21
4.1	Grundlagen der Dynamik horizontal gespannter Seile.....	21
4.1.1	Seilstatik.....	21
4.1.2	Bewegung des Seilfelds unter Windanregung	23
4.1.3	Aerodynamische Dämpfung	24
4.2	Spitzenfaktor zur Bestimmung der maximalen Bauwerksantwort.....	29
5	Naturmessungen	31
5.1	Beschreibung der Messanlage	31
5.1.1	Messstrategie	31
5.1.2	Signalverarbeitung	33
5.2	Messung der mittlere Windgeschwindigkeit	35
5.2.1	Windprofilannahmen	35
5.2.2	Auswertung der Beobachtungen	36
5.3	Schätzung der Turbulenzparameter	38
5.3.1	Leistungsdichtespektren.....	38
5.3.2	Turbulenzintensität	39
5.3.3	Integrallängenmaße.....	41
5.3.4	Kohärenz	43
5.4	Messung der Bauwerksantwort	46
5.4.1	Statischer Zustand.....	46
5.4.2	Seilzugkräfte	47
5.4.3	Ausschwingwinkel.....	47
5.4.4	Eckstielkräfte am Mastfuß	49
6	Nichtlineare Berechnung von Freileitungsseilen unter Windeinwirkung	51
6.1	Modellierung des Tragwerks	51
6.1.1	Leiterseile.....	51
6.1.2	Isolatoren	55

Bezeichnungen	IX
6.1.3 Auflagerpunkte	56
6.1.4 Gesamtmodell	57
6.2 Windfeldgenerierung	60
6.2.1 Wellenüberlagerung nach <i>Shinozuka</i>	60
6.2.2 Einbindung gemessener Turbulenzparameter	65
6.3 Nichtlineare Zeitschrittrechnung	69
6.3.1 Lösung der Differentialgleichung	69
6.3.2 Windkraft	71
6.3.3 Dämpfung	72
7 Simulation der Beobachtungen und Extrapolation	73
7.1 Vergleich im Zeit- und Frequenzbereich	73
7.2 Vergleich der statistischen Verteilung	77
7.3 Simulation bemessungsrelevanter Windereignisse	79
7.4 Linearisiertes Übertragungsmodell	83
7.4.1 Prinzip	83
7.4.2 Knoteneinflussfunktion	83
7.4.3 Mechanische Admittanz	85
7.4.4 Vergleich mit Beobachtungen und Simulation	87
7.5 Spitzenfaktoren	88
8 Entwicklung eines Bemessungsvorschlags	91
8.1 Bemessungsansätze aus vorhandenen Normen	91
8.2 Parameterstudie zur Festlegung relevanter Parameter	91
8.2.1 Geländekategorie	91
8.2.2 Seillänge und laterales Integrallängenmaß	92
8.2.3 Aerodynamischer Seilquerschnitt	93
8.3 Abschätzung der maximalen Bauwerksantwort mit statistischem Modell	95
8.4 Beiwert zur Erfassung des Böeneinflusses	97

9	Zusammenfassung und Ausblick	101
	Literatur.....	105
A	Aerodynamische Windkanalversuche an einem Einzel- und Bündelleiter.....	115
B	Überblick der eingebauten Sensoren	119
C	Eigenformen des Gesamtmodells.....	123

Bezeichnungen

Lateinische Buchstaben

A	Fläche
a_0	Lage des Scheitelpunkts
C_{kr}	Abklingfaktor der Windkomponente k in Richtung r
c	viskose Dämpfungskonstante
c_f	aerodynamischer Kraftbeiwert
c_r	Rauigkeitsbeiwert
D	Dämpfungsmatrix
d	Seildurchmesser
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
F	Flexibilitätsmatrix
F_{int}	interner Kraftvektor
f	Durchhang, Frequenz
f_n	n -te Eigenfrequenz
G_c	Reaktionsbeiwert
G_L	Spannweitenfaktor
g	Erdbeschleunigung
H	Horizontalzugkraft
$H(f)$	mechanische Admittanzfunktion
H	untere Dreiecksmatrix
h	Höhe
h_{ref}	Referenzhöhe über der Geländeoberkante
I_k	Turbulenzintensität der Windkomponente k

$J_{ij}(f)$	Knoteneinflussfunktion zwischen den Knoten i und j
J	<i>Jacobi</i> -Matrix
K	Steifigkeitsmatrix
$k = u, v, w$	Windkomponenten longitudinal, lateral und vertikal zur Hauptwindrichtung
k_n	modale Steifigkeit der n -ten Eigenform normiert auf die modale Masse
k_{gen}	generalisierte Steifigkeit normiert auf die Verschiebung
k_p	Spitzenbeiwert
L	Länge
l	Elementlänge
l_0	Seillänge im unbelasteten Zustand
l_s	Spannweite, projizierte Länge
L_{kr}	integrales Längenmaß der Windkomponente k in Richtung r
m	Masse
m_n	modale Masse der n -ten Eigenform
N	Anzahl
N_0^+	Rate der positiven Nulldurchgänge
q	Gleichstreckenlast
R	Residualvektor
R_h, R_b	aerodynamische Übertragungsfunktionen
$R_{k_i k_j}(\tau)$	Auto- bzw. Kreuzkorrelationsfunktion von k_i und k_j
Re	<i>Reynolds</i> Zahl
$r = x, y, z$	Raumkoordinaten
S	Seilzugkraft
S_k	Spektraldichtematrix der Turbulenzkomponente k
$S_{k_i k_j}(f)$	Auto- bzw. Kreuzleistungsdichtespektrum von k_i und k_j
s	Sehnenlänge
St	<i>Strouhal</i> -Zahl
T	Beobachtungsdauer

t	Zeitkoordinate
u_∞	ungestörte, laminare Strömungsgeschwindigkeit
v_{ref}	Referenzwindgeschwindigkeit in der Referenzhöhe h_{ref}
W	resultierender Windvektor
X	Verschiebungsvektor
z	Höhe über der Geländeoberkante
z_0	Rauigkeitslänge

Griechische Buchstaben

α	Profilexponent, Parameter der <i>Rayleigh</i> -Dämpfung
α_T	Wärmeausdehnungskoeffizient
β	Parameter der <i>Rayleigh</i> -Dämpfung
$\gamma_{kij}(f)$	Kohärenzfunktion der Turbulenzkomponente k zwischen Knoten i und j
δ	logarithmisches Dämpfungsdekrement
ϵ	Dehnung
Θ	Phasenverschiebung
λ_0	normierte Frequenz
λ_L	normierte Länge
λ^2	<i>Irvine</i> Parameter
μ	spezifisches Gewicht
μ_x	Mittelwert von x
μ_3/σ_x^3	Schiefe von x : normiertes zentrales Moment 3. Grades
μ_4/σ_x^4	Wölbung von x : normiertes zentrales Moment 4. Grades
ν	kinematische Viskosität
ν_0	Frequenz der Böenreaktion
ξ	Dämpfungsgrad
ρ	Dichte der Luft
$\rho_{k_ik_j}$	Kreuzkorrelationskoeffizient von k_i und k_j für $i \neq j$

σ_x	Standardabweichung von x
σ_x^2	Varianz von x
$\sigma_{x_1 x_2}^2$	Kovarianz von x_1 und x_2
ϕ	Winkel der Verdrehung
ϕ_n	Eigenvektor der n -ten Eigenfrequenz
$\chi_a(f)$	aerodynamische Admittanz
ψ_{ij}	Phasenwinkel zwischen den Knoten i und j
ω_n	n -te Eigenkreisfrequenz

Operanten

\bar{x}	Mittelwert von x
x'	Schwankungsanteil von x , räumliche Ableitung von x
\hat{x}	Spitzenwert von x
$E[x]$	Erwartungswert von x
$\Gamma(x)$	Gammafunktion von x
\mathbf{X}	Vektor $[x_1 \quad \dots \quad x_n]^T$
\mathbf{X}	Matrix $[x_{11} \quad \dots \quad x_{1n}; \quad \dots; \quad x_{n1} \quad \dots \quad x_{nn}]$
Δx	Differenz
$\Re(x)$	Realteil von x
$\Im(x)$	Imaginärteil von x
\mathbf{X}^*	konjugiert komplexe Matrix von \mathbf{X}
\mathbf{X}^T	Transponierte zu \mathbf{X}
\mathbf{X}^{-1}	Inverse zu \mathbf{X}

1 Einleitung

1.1 Motivation

Bei Infrastruktur wird zumeist nicht in erster Linie an Energieversorgung gedacht. Hier sind Verkehrswege und deren Bauwerke oft präsenter. Da insbesondere die Schäden an Stromleitungen nicht selten sind, und noch dazu die Abhängigkeit von einer zuverlässigen Stromversorgung stetig zunimmt, ist hier eine große und vermutlich wachsende Verwundbarkeit der europäischen Gesellschaft zu finden, was sich in den „systemischen Risiken“ äußert [MuRe'11]. Mithin führen die regelmäßigen Winterstürme in Europa immer wieder zu größeren Stromausfällen und dementsprechend großen Schadenereignissen der Versicherungswirtschaft [MuRe'14].

Als Bauwerke mit horizontalen Ausdehnungen von mehreren Kilometern, sind Freileitungen in vielerlei Weise der Unregelmäßigkeit des Winds und den für die Bemessung zu treffenden Annahmen ausgeliefert. Während die Stahlgittermaste der Hoch- bzw. Höchstspannungsebene den Ausführungen des Turm- und Antennenbaus ähneln, wirken die Leiterseile wie Segel, die je nach Art des Masts einen erheblichen Teil zur Gesamtbelastung beitragen. Insbesondere für Tragmasten, die lediglich die vertikalen und lateralen Seilkräfte aufnehmen, wird der Lastfall von Wind senkrecht auf die Leiterseile häufig bemessungsrelevant für das Festigkeitsversagen im Grenzzustand der Tragfähigkeit.

Dabei sind die Seile zumeist lediglich aufgrund ihres Eigengewichts vorgespannt und sind nach Definition, dass ihre unbelastete Länge länger ist als der Abstand der Auflagerpunkte schlaff gespannt [Wang'11]. Hinzu kommt die Länge von mehreren hundert Metern, die zu einer geometrischen Steifigkeit führt, die sich aufgrund der auch großen Bewegungen nichtlinear verändert. Hierbei ist es wichtig, das für die Tragfähigkeit relevante Verhalten von anderen Phänomenen zu trennen, um die Nachvollziehbarkeit zu wahren und Fehlerquellen zu vermeiden.

Anhand einer Versuchsanlage auf der Hornisgrinde [Leib'64] im nördlichen Schwarzwald wurde in den späten 50er Jahren u. a. die Wirkung der Unregelmäßigkeit des Winds auf die Tragfähigkeit der Tragmasten untersucht und eine erhebliche Diskrepanz zwischen den damaligen normativen Annahmen und den Beobachtungen festgestellt. Dies trug dazu bei, dass die bis dahin gleichmäßig auf die gesamte Länge anzusetzenden Spitzenwindgeschwindigkeiten abgemindert wurden. Eine Erläuterung hierzu, nach welchen Kriterien, wie z. B. Standort, Höhe über dem Gelände usw. die Verminderung vorzunehmen ist, blieb diese Untersuchung schuldig. Dies alles begründet die Motivation für die vorliegenden Untersuchungen des Tragverhaltens von Freileitungsseilen unter turbulenter Windbeanspruchung.

1.2 Wissensstand

1.2.1 Windinduzierte Schwingungen von Freileitungsseilen

Die durch Windeinwirkung hervorgerufenen Schwingungen von Freileitungsseilen lassen sich einteilen in erzwungene und selbsterregte Schwingungen, s. Abbildung 1.1, die auch einen Überblick über einige Arten der Schwingungen gibt. Für die erzwungenen Schwingungen ist im Wesentlichen die Charakteristik des Windes bzw. die Umströmung des Seilquerschnitts ursächlich, während die Selbsterregung durch die Geometrie des Querschnitts beeinflusst wird.

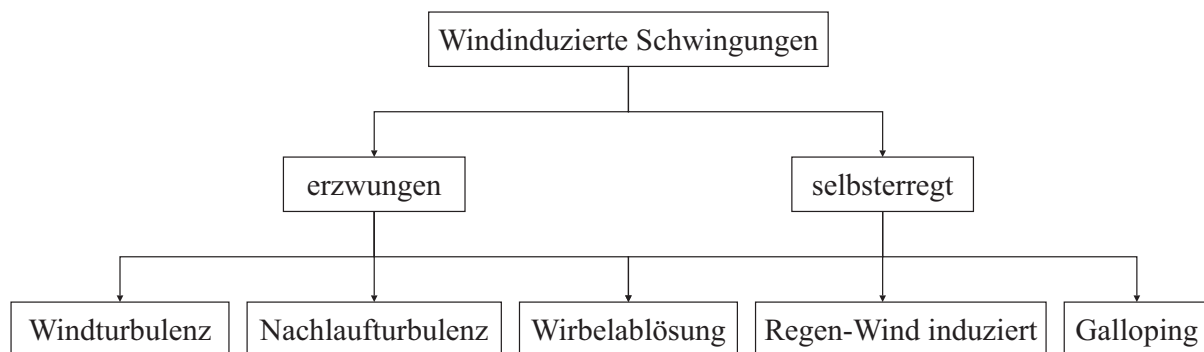


Abbildung 1.1: Übersicht der Erregermechanismen von Seilschwingungen

Im Folgenden soll kurz auf eine Auswahl von Schwingungsarten und deren Bedeutung für Freileitungsseile eingegangen werden. Für detaillierter Zusammenfassung der windinduzierten Leiterseilschwingungen wird an dieser Stelle auf einschlägige Fachliteratur verwiesen [EPRI'09].

- Eine Anregung durch **Windturbulenz** resultiert in breitbandigen Schwingungen entsprechend dem Windspektrum. Hierbei können Resonanzeffekte an den angeregten Eigenfrequenzen auftreten. Hierauf beruht der Fokus der vorliegenden Arbeit.
- Die durch einen luvseitigen Baukörper entstehende **Nachlaufturbulenz**, aus der englischen Übersetzung manchmal auch als *Buffeting* bezeichnet wirkt auf den nachstehenden Baukörper. Dieser Effekt ist abhängig von Abmessung und Abstand der beiden Strukturen [Rusc'82].
- Durch regelmäßige **Wirbelablösungen** abwechselnd an der Ober- und Unterkante des angeströmten Querschnitts entsteht der Effekt der sog. *Kármánschen* Wirbelstraße, was eine Kraft senkrecht zur Strömungsrichtung und Bauteilachse zur Folge hat. Die Synchronisation von Schwingung und Wirbelablösung kann zu großen Schwingungsamplituden in dieser Richtung führen. Dieses Phänomen tritt häufig in turbulenzarmer Strömung auf [Caet'07] und an glatten Zylindern. Drahtlitzenseile sind aufgrund ihrer unregelmäßigen Oberfläche weniger anfällig.
- **Regen-Wind induzierte Schwingungen** sind bislang hauptsächlich im Brückenbau untersucht worden. Die Ursache sind Wasserrinnsale, die an der Oberfläche der Seile entlang lau-

fen und somit eine Querschnittsänderung erzeugen. Diese Effekte wurden bisher nur an glatten Zylindern bei geringen Windgeschwindigkeiten beobachtet [Drey'04, Peil'07].

- **Galloping** ist ebenfalls eine Formanregung, die bei Änderung des Querschnitts, z. B. durch Vereisung oder bei Bündelleitern beobachtet wird. Es kann zu großen Schwingamplituden vertikal zur Anströmung kommen und damit zu einer Unterschreitung der elektrischen Mindestabstände der Bauteile [Groß'00]. Die Gefährdung der Vereisung ist stark abhängig vom Standort der Freileitung und den damit einhergehenden Umweltbedingungen.

1.2.2 Bisherige Untersuchungen

Es gibt bereits zahlreiche Untersuchungen des Verhaltens von Freileitungsseilen unter Windanregung, die je nach Methodik und Zielsetzung unterschiedliche Effekte hervorheben. Eine Auswahl an Publikationen wird im Folgenden besprochen, wobei insbesondere auf neue Erkenntnisse bzw. deren Bedeutung für Freileitungsseile eingegangen wird.

Ähnlich den Untersuchungen auf der Hornisgrinde, gab es in Kanada eine Testleitung, anhand derer die Windkräfte auf weitgespannte Seile untersucht wurde [Manu'68]. Hierbei wurde festgestellt, dass sich die Seilzugspannung während eines Windereignisses nur geringfügig verändert. Hieraus wurde der Schluss gezogen, dass das Systemverhalten unter Wind als annähernd linear erachtet werden kann.

Matheson et al. [Math'81] schränken diese Annahme ein auf die Auflagergrößen und belegen sie durch Simulationen. Als Grund für die mögliche Linearisierung wird die große aerodynamische Dämpfung und damit einhergehenden geringen Schwingungsamplituden gegeben, dennoch bleibt sie selbst in jüngeren Publikationen hierzu unberücksichtigt [Sheh'05]. Für die Weggrößen, vor allem in Feldmitte, wird ein nichtlineares Verhalten festgestellt. Ein statistisches Modell, dass auf linearen Systemannahmen beruht [Dave'67], sei demnach lediglich auf die Auflagerkräfte anwendbar.

Loredo-Souza et al. [Lore'98] bestätigten diese Annahme in Windkanalversuchen durch Anwendung des statistischen Modells. Die Ursachen hierfür wurden jedoch nicht eingehender untersucht, auch nicht eine Übertragung auf den Originalmaßstab. Ebenso bestätigen *Cluni et al.* [Cluni'08] einen numerischen Ansatz anhand von Windkanalversuchen. Während die Einwirkungsseite in Windkanalversuchen weitgehend bekannt ist, verweisen *Paluch et al.* [Palu'07] auf die Verwendung von ausreichend Messstellen, die zur Beschreibung des einwirkenden Winds notwendig sind.

Innerhalb von Naturmessungen konnte die Anwendung des statistischen Modells validiert und angepasst [Kada'88] werden, allerdings ohne auf die Ursachen auf der Einwirkungs- wie auch Systemseite näher einzugehen. Spätere Untersuchungen der dynamischen Eigenschaften von Leiterseilen und Masten bestätigten die Annahme der großen Bedeutung der aerodynamischen Dämpfung [Momo'97].

Vermutlich selbsterregte Leiterseilschwingungen in Naturmessungen wurden meist bei geringen Windgeschwindigkeiten kleiner als 10 m/s beobachtet, während bei mittleren Windgeschwindigkeiten bis 20 m/s nur noch Teilleiterschwingungen in Bündelleitern zu beobachten waren [Hardy'95]. Als ein Grund für die Unterscheidung beider Bereiche und Effekte wird die Abhängigkeit der Wirbelablösung von den Turbulenzeigenschaften des einwirkenden Winds genannt.

Hieraus ergibt sich, dass für das Festigkeitsversagen von Tragmasten in erster Linie die windinduzierten Schwingungen der Leiterseile von Bedeutung sind. Ermüdung von Armaturen oder Zusammenschlagen von Leitern, hervorgerufen durch andere Schwingungsarten, sind erst in zweiter Instanz durch sog. Kaskadeneffekte schädigungsrelevant, z. B. wenn ein Seil bricht, führt dies zu möglichen Überlasten, durch die ein Mast versagt.

1.3 Folgerungen, Zielsetzung und Vorgehensweise

Aus dem Auszug an repräsentativen Publikationen, die sich allesamt mit windinduzierten Schwingungen von Freileitungsseilen befassen, geht deutlich hervor, dass beiderseits auf der Einwirkungs-, wie auch der mechanischen Seite teilweise noch erheblicher Forschungsbedarf besteht. Ein wesentlicher Punkt, der sich auch in der Recherche zur Windeinwirkung zeigt, sind die Annahmen zur lateralen Windausdehnung. Die Untersuchungen hierzu kommen teils zu stark unterschiedlichen Erkenntnissen und konnten bisher noch keine Aufnahme in die Normung finden.

Das mechanische System der Seile hingegen ist bereits gut beschrieben und es existiert eine Vielzahl an Modellen, die das mechanisch nichtlineare Verhalten zwischen Schnittgröße und Verzerung, sowie die geometrischen Nichtlinearitäten der großen Verformungen gleichermaßen gut abzubilden vermögen. Hierbei ist es wichtig, ein für das Untersuchungsziel geeignetes Verfahren auszuwählen, welches die jeweils maßgebenden Systemeigenschaften adäquat berücksichtigt.

Für das Ziel dieser Arbeit, das Tragverhalten von Freileitungsseilen unter turbulenter Windbeanspruchung zu untersuchen, ist eine möglichst genaue Beschreibung des Windfelds in lateraler Richtung erforderlich. Annahmen, die auf einer einzelnen Punktmessung beruhen, sind hierfür nicht ausreichend. Zur realitätsnahen Beschreibung der Beobachtungen für horizontal ausgedehnte Bauwerke sind hier mehrere Messpunkte in horizontaler Verteilung notwendig. Auf die charakteristischen Größen des turbulenten Windfelds wird in Kapitel 2 näher eingegangen.

Die Umwandlung von Windgeschwindigkeiten in Windkraft wird in Kapitel 3 eingehend behandelt. Unter vereinfachenden Annahmen, z. B. der quasistationären Windlastannahme und der Streifen-theorie können Windkanalversuche helfen, die aerodynamische Kraftübertragung zu beschreiben. Da diese Kraftübertragung eine große aerodynamische Nichtlinearität bezüglich der Strömungsgeschwindigkeit wie auch des Anströmwinkels aufweist, insbesondere über den gesamten Bereich von Beobachtungen moderater Windereignisse und Extremwindereignissen, wird einer Simulation des Prozesses im Zeitbereich der Vorzug gewährt.

Wie sich aus der Literatur abzeichnet, wird das mechanische Verhalten der Leiterseile bei extremen Windeinwirkungen von der Windturbulenz maßgeblich beeinflusst. Zwar ist das mechanisch nichtlineare System von Freileitungsseilen gut beschrieben, für die geometrischen Nichtlinearitäten fehlen oft jedoch akkurate Modelle. Allgemeine Grundlagen der Seilstatik und Dynamik weitgespannter Seile werden in Kapitel 4 vorgestellt. Zudem finden eine von Windkanalversuchen begleitete Untersuchung der Wirkungsweise der aerodynamischen Dämpfung und deren Bedeutung für die dynamische Antwort der Leiterseile statt.

Naturmessungen, die in Kapitel 5 vorgestellt werden, sollen es ermöglichen, die wesentlichen Parameter auf der Einwirkungsseite zu identifizieren und zu bewerten. Mithilfe einer einmaligen Messstrategie soll die maßgebende Verteilung des Winds entlang der Leitung möglichst genau erfasst werden. Im Gegensatz zur Höhenverteilung der Windgeschwindigkeiten, sind Untersuchungen zur lateralen Ausdehnung sehr aufwendig und daher selten und die Ergebnisse streuen stark. Eigene Auswertungen können hierfür einen wichtigen Beitrag leisten. Hinzu kommt die Erfassung der Auflagerreaktionen der Seile, die es ermöglicht die Modellannahmen zu beschreiben.

Nichtlineare Zeitbereichsrechnungen von sowohl den Beobachtungen, wie von Extremwindereignissen werden die Erkenntnisse aus den vorangegangenen Abschnitten in Kapitel 6 zusammenführen. Das mechanische Modell wird hierfür mithilfe der Finiten Element Methode gebildet. Die Windeinwirkung auf das Modell wird auf Basis der Beobachtungen möglichst realitätsnah generiert. Die Einbindung der beobachteten Windzeitreihen an expliziten Punkten des Raumgitters wird durch die Anpassung eines bestehenden Algorithmus erstmalig durchgeführt. Durch eine einfache Fluid-Struktur-Interaktion wird auch eine adäquate Berücksichtigung der aerodynamischen Dämpfung erreicht.

Der Vergleich von Beobachtung und Simulation, sowie die Extrapolation auf Extremwindereignisse, wie in Kapitel 7 gezeigt wird, lässt Aussagen über die Natur der Auflagerreaktionen der Freileitungsseile treffen. Ein Vergleich mit einem einfacheren etablierten statistischen Modell im Frequenzbereich zeigt gute Übereinstimmung und dient letztendlich in Kapitel 8 zur Ableitung bemessungsrelevanter Parameter sowie für einen Vorschlag der normativen Berücksichtigung.

2 Windcharakteristika

2.1 Wind als stochastischer Prozess

Als stochastischen Prozess bezeichnet man allgemein eine Gruppe z. B. zeitabhängiger Zufallsvariablen X_1, \dots, X_n , entsprechend Abbildung 2.1. Hierbei können sich auch die statistischen Eigenschaften der Zeitreihen innerhalb verschiedener Intervalle ändern.

Eine wichtige Annahme für die folgende Beschreibung des Zufallsprozesses ist die Stationarität. Hierbei unterscheidet man zwischen strenger bzw. starker und schwacher Stationarität [Broc'91]. Eine Zeitreihe gilt als streng stationär, wenn sich für alle Parameter und wählbaren Teilzeitreihen

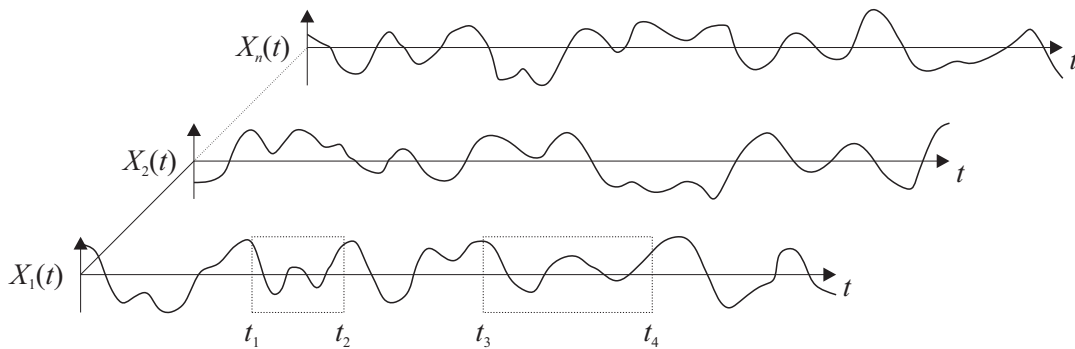


Abbildung 2.1: Stochastischer Prozess X_1 bis X_n in Abhängigkeit der Zeit t

die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen nicht unterscheiden. Für schwache Stationarität hingegen ist es ausreichend, wenn einfache statistische Eigenschaften wie Mittelwert und Varianz zeitinvariant, also unabhängig vom betrachteten Zeitfenster sind. Für Windzeitreihen werden zumeist die Anforderungen an schwache Stationarität zugrunde gelegt [Foken'96]. Da diese zudem noch statistisch gesehen als *Gauß*-verteilt angenommen werden, lassen sich die Windzeitreihen vollständig durch die Angabe von Mittelwert und Standardabweichung definieren.

Bei Homogenität geht man von einer örtlich unabhängigen statistischen Beschreibung der Zufallsprozesse aus. Dies ist aufgrund der stark unterschiedlichen Geländeformationen und damit einhergehenden Turbulenzeigenschaften für Windmessungen kaum zu erreichen. Für die Bemessung von räumlich ausgedehnten Bauwerken wird jedoch vereinfachend von einer solchen Annahme ausgegangen.

Die Parameter, die den Zufallsprozess beschreiben, entsprechen den stochastischen Momenten unterschiedlicher Ordnung. Das Moment erster Ordnung beschreibt den Erwartungswert bzw. den

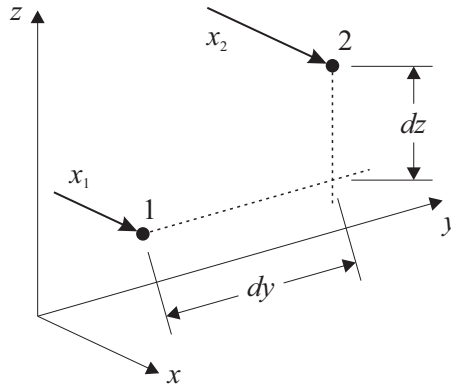


Abbildung 2.2: Räumlich getrennte Zufallsprozesse

Mittelwert μ_X des Prozesses X . Durch entfernen des Mittelwerts erhält man die sog. zentralen Momente, wie beispielsweise die Varianz σ_X^2 oder auch Kovarianz $\sigma_{X_1 X_2}^2$.

$$E[X] = \mu_X \quad (2.1)$$

$$E[(X - \mu_X)^2] = \sigma_X^2 \quad (2.2)$$

$$E[(X_1 - \mu_{X_1})(X_2 - \mu_{X_2})] = \sigma_{X_1 X_2}^2 \quad (2.3)$$

Mit Hilfe der Varianz lässt sich anschaulich der Energiegehalt des Prozesses beschreiben. Hingegen dient die Kovarianz zur Beschreibung der Abhängigkeit und Korrelation zweier Prozesse. Aus ihr lassen sich weitere Parameter zur Beschreibung der räumlichen und zeitlichen Verteilung von zwei räumlich getrennten Zufallsprozessen, wie in Abbildung 2.2 dargestellt durch z. B. Kohärenz oder Korrelationskoeffizient ermitteln.

2.2 Beschreibung *Gauß*-verteilter Zufallsprozesse

2.2.1 Mittelwert und Standardabweichung

Der Erwartungs- oder Mittelwert der Zeitreihe $X(t)$ ergibt sich über die Mittelungszeit T nach Gleichung (2.4).

$$\mu_X = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T X(t) dt \quad (2.4)$$

Für diskrete Zeitreihen mit N Werten in einer begrenzten Beobachtungszeit, wie sie für Naturmessungen vorliegen, lässt sich der Erwartungswert für ausreichend lange Beobachtungszeiten gleichermäßen dem arithmetischen Mittel \bar{X} nach Gleichung (2.5) schätzen.

$$\bar{X} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N X_i \quad (2.5)$$

Die Standardabweichung σ_X ist als die Wurzel der Varianz σ_X^2 nach Gleichung (2.2) definiert und lässt sich für eine gegebene stetige Funktion $X(t)$ nach Gleichung (2.6) bestimmen.

$$\sigma_X^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T (X(t) - \mu_X)^2 dt \quad (2.6)$$

Für die praktische Anwendung auf zeitdiskrete Signale werden diese Größen ebenfalls geschätzt. Hierzu wird an entsprechender Stelle in Kapitel 5.3.2 eingegangen.

2.2.2 Auto- und Kreuzkorrelation

Aus der um τ zeitversetzten Kovarianz einer bzw. zweier Zeitreihen, ergibt sich die Auto- bzw. Kreuzkorrelationsfunktion $R_{XX}(\tau)$, s. Gleichung (2.7).

$$R_{X_i X_j}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T (X_i(t) - \mu_{X_i}) (X_j(t + \tau) - \mu_{X_j}) dt \quad (2.7)$$

Es lässt sich zeigen, dass die Autokorrelationsfunktion bei $\tau = 0$ das Maximum hat und der Varianz nach Gleichung (2.6) entspricht. Die Maximalwerte der Kreuzkorrelationsfunktionen sind auf der Zeitachse verschoben.

Die *Fourier*-Transformation der Auto- bzw. Kreuzkorrelationsfunktion nach Gleichung (2.8) ergibt wiederum nach dem *Wiener-Chintschin*-Theorem die zweiseitige Auto- bzw. Kreuzleistungsdichte.

$$S_{X_i X_j}(f) = \int_{-\infty}^{\infty} R_{X_i X_j}(\tau) e^{-i2\pi f \tau} d\tau \quad (2.8)$$

In der Praxis wird die Auto- bzw. Kreuzkorrelation in Gleichung (2.7) und (2.8) wiederum mit Hilfe der *Fourier*-Transformierten der Zeitsignale geschätzt.¹

Da die Kreuzkorrelationsfunktion im Allgemeinen bzgl. der Achse $\tau = 0$ verschoben, also unsymmetrisch ist, ergibt sich die Kreuzleistungsdichte als komplexe Funktion der Frequenz f bestehend aus einem Realteil, dem Co-Spektrum und einem Imaginärteil, dem Quadratspektrum. Somit lässt sich die Kreuzleistungsdichte auch durch den Betrag und Phasenwinkel $\psi_{X_i X_j}$ entsprechend Gleichung (2.9) und (2.10) darstellen.

$$S_{X_i X_j}(f) = |S_{X_i X_j}(f)| e^{i\psi_{X_i X_j}(f)} \quad (2.9)$$

$$\text{mit} \quad \psi_{X_i X_j}(f) = \arctan \left(-\frac{\Im \{S_{X_i X_j}(f)\}}{\Re \{S_{X_i X_j}(f)\}} \right) \quad (2.10)$$

¹ Die Auswertungen in dieser Arbeit erfolgen mit den im Programmpaket MATLAB [Math'14] *The Mathworks, Inc.*: MATLAB R2014a. Signal Processing Toolbox, Version 6.21, 2014 enthaltenen statistischen Funktionen.

Eine reelle, auf die Autoleistungsdichten bezogene Darstellung der Kreuzleistungsdichte ist die Kohärenz $\gamma_{X_i X_j}$ nach Gleichung (2.11). Sie enthält keine Phaseninformationen und ist definiert für $\gamma_{X_i X_j} \in [0 \quad 1]$, wobei die Grenzen die Unabhängigkeit bzw. vollständige Korrelation zweier Prozesse beschreiben.

$$\gamma_{X_i X_j}(f) = \frac{|S_{X_i X_j}(f)|}{\sqrt{S_{X_i X_i}(f) S_{X_j X_j}(f)}} \quad (2.11)$$

2.3 Ingenieurmodell des Windfelds

2.3.1 Reynolds'sche Zerlegung des Windvektors

Die Beschreibung des Winds für allgemeine Ingenieurbauwerke geht zunächst von einem dreidimensionalen Windvektor aus, wie in Abbildung 2.3 dargestellt. Die Hauptwindrichtung wird entsprechend der mittleren Windgeschwindigkeit \bar{u} in Richtung der x -Achse festgelegt. Die Änderung der Windrichtung wird durch die mittelwertfreie Komponente v in y -Richtung beschrieben. Die vertikale Windkomponente w kann ebenfalls einen Mittelwert besitzen, z. B. hervorgerufen durch die Topografie des Geländes. Im allgemeinen Fall des ebenen Geländes wird meist jedoch auch von einem mittelwertfreien Prozess ausgegangen. Somit ergibt sich der Windvektor $W(t) = [u \quad v \quad w]^T$ mit den drei zeitabhängigen Komponenten im dreidimensionalen Raum.

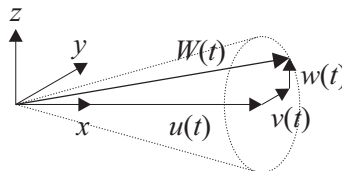


Abbildung 2.3: Windvektor im dreidimensionalen Raum

Die einzelnen Windkomponenten lassen sich wiederum zerlegen in mittlere Windgeschwindigkeit \bar{u} und fluktuierenden Anteil u' , im Fall der Windkomponente $u(t)$.

$$u(t) = \bar{u} + u' \quad (2.12)$$

Mithilfe dieser sog. Reynolds'schen Zerlegung [Foken'03] werden die beiden Anteile getrennt voneinander beschrieben, s. a. Abbildung 2.4. Dadurch werden die Schwankungsanteile als mittelwertsfreie Prozesse beschrieben.

2.3.2 Windprofil der mittleren Windgeschwindigkeit

Hervorgerufen durch den Druckausgleich zwischen Hoch- und Tiefdruckgebieten, deren Rotation sowie die Corioliskraft entsteht ein Gradientwind der Geschwindigkeit u_G . In Bodennähe, der sog.

Grenzschicht, wird aufgrund der Rauigkeit der Oberfläche dessen mittlere Windgeschwindigkeit abgebremst [Simiu'96]. Es bilden sich Turbulenzen, wie in Abbildung 2.4 skizziert. Die Höhe dieser Grenzschicht wird durch die Bodenrauigkeit maßgeblich bestimmt; je rauer das Gelände, desto höher liegt der Übergang zur Gradientwindgeschwindigkeit. Tabelle 2.1 fasst die normativ zugeordneten Geländekategorien zusammen wie sie im Eurocode [DIN'10a] definiert sind.

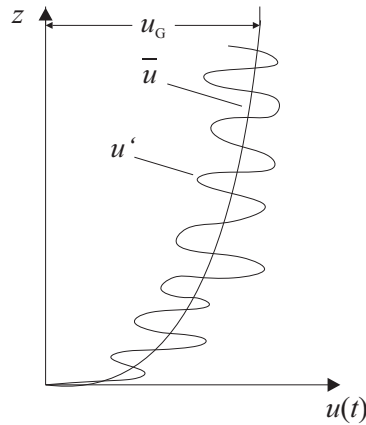


Abbildung 2.4: Windprofil der mittleren Windgeschwindigkeit \bar{u} und fluktuierender Anteil u' bis zum Gradientwind u_G [Niem'03]

Für die mittlere Windgeschwindigkeit wird eine höhenabhängige Verteilung angenommen. Dabei wird davon ausgegangen, dass sich in der Grenzschicht ein Windprofil einstellt zwischen der Erdoberfläche und der ungestörten Gradientwindgeschwindigkeit. Die Form ist normativ auf nationaler Ebene definiert durch ein Potenzprofil [DIN'10c], das durch den Profilexponent α und einer Referenzwindgeschwindigkeit v_{ref} in Referenzhöhe h_{ref} bestimmt wird.

$$\bar{u}(z) = v_{\text{ref}} \left(\frac{z}{h_{\text{ref}}} \right)^\alpha \quad (2.13)$$

Die Rauigkeitslänge entspricht der Höhe über dem Boden, in der die Windgeschwindigkeit aufgrund der Bodenreibung theoretisch Null ist. Der Zusammenhang zwischen Rauigkeitslänge und Profilexponent wird im nationalen Anhang [DIN'10c, (NA.1)] durch den Rauigkeitsbeiwert c_r gemäß Gleichung (2.14) angegeben. Durch Iteration lassen sich daraus die Rauigkeitslängen auch für

Tabelle 2.1: Übersicht der Rauigkeitswerte für definierte Geländekategorien

Kategorie	Gelände	Rauigkeitslänge z_0	Profilexponent α
I	offene See	0,01 m	0,12
II	offenes Gelände	0,05 m	0,16
III	Vorstadt, Wald	0,3 m	0,22
IV	Stadt	1,0 m	0,30

andere gegebene Windprofile, wie z. B. das Mischprofil Binnenland ableiten.

$$c_r(z) = \frac{\bar{u}(z)}{\bar{u}(10)} = 0,19 \left(\frac{z_0}{0,05} \right)^{0,07} \cdot \ln \left(\frac{10}{z_0} \right) \left(\frac{z}{10} \right)^\alpha \quad (2.14)$$

Normativ wird Deutschland in Windzonen eingeteilt, für die jeweils eine Basiswindgeschwindigkeit angegeben wird. Diese ist wiederum definiert als 10-Minuten-Mittelwert in 10 m Höhe im offenen Gelände (Kategorie II nach Tabelle 2.1) und einer Übertretenswahrscheinlichkeit von 50 Jahren.

2.3.3 Turbulenzintensität

Die Turbulenz der Grenzschicht wird mit der Turbulenzintensität entsprechend Formel (2.15) beschrieben. Die in der Norm angegebenen Formulierungen der für Deutschland gültigen Turbulenzprofile [DIN'10c] ist Resultat des Bezugs auf die höhenabhängige mittlere Windgeschwindigkeit gemäß Gleichung (2.15). Die Standardabweichung σ_u allein wird hingegen konstant über die Höhe z , lediglich abhängig von der Geländekategorie angenommen.

$$I_u = \frac{\sigma_u}{\bar{u}} \quad (2.15)$$

2.3.4 Leistungsdichte

Zur dynamischen Bemessung von Bauwerken wird aus Gründen des verhältnismäßig geringen Aufwands, insbesondere für Normen, meist ein spektrales Vorgehen favorisiert. Hierfür wird die dynamische Einwirkung in Form der spektralen Leistungsdichte der Windgeschwindigkeiten angegeben. Die Verteilung der Energie der longitudinalen Windturbulenz über die Frequenz wird mit der dimensionslosen spektralen Leistungsdichte für Deutschland mit Formel (2.16) bis (2.17) [DIN'10a] angegeben.

$$\frac{f S_{uu}(f)}{\sigma_u^2} = \frac{6,8 \lambda_0}{(1 + 10,2 \lambda_0)^{5/3}} \quad (2.16)$$

$$\text{mit} \quad \lambda_0 = \frac{f L_{ux}}{\bar{u}} \quad (2.17)$$

Darin ist die dimensionslose Frequenz λ_0 angegeben als Funktion eines Integrallängenmaßes L_{ux} . Neben den Faktoren im Zähler und Nenner des Spektrums und dem Exponenten der Potenz im Nenner, die im Wesentlichen die spezifische Form des Turbulenzspektrums über die Frequenz angeben, ist das Integrallängenmaß ein charakteristisches Maß für die Intensität der Turbulenz.

2.3.5 Integrallängenmaße

In Windrichtung beschreibt das Integrallängenmaß die charakteristische Böenballenlänge. Folglich der Definition des longitudinalen Leistungsdichtespektrums nach Gleichung (2.16), wird auch das longitudinale Integrallängenmaß in Windrichtung L_{ux} angegeben [DIN'10c].

$$L_{ux} = 300 \left(\frac{z}{300} \right)^\epsilon \quad (2.18)$$

Die Definition ist in Abhängigkeit der Höhe über dem Gelände z und einem Exponenten ϵ , der für die unterschiedlichen Geländekategorien gegeben ist.

Für Bauwerke räumlicher Ausdehnung ist weiter auch die Höhe und Breite der Böenballen von Interesse. Insgesamt ergeben sich für die drei Turbulenzkomponenten k jeweils in jede Richtung r ein Integralmaß L_{kr} . Diese räumliche Ausdehnung der Turbulenz wird mit Hilfe von Abklingkonstanten C_{kr} in die jeweiligen Raumkoordinaten r erfasst, mit Hilfe der Formulierung (2.19).

$$L_{kr}(f) = \frac{\bar{u}}{C_{kr} f} \quad (2.19)$$

In Gleichung (2.19) erkennt man, dass das Integralmaß von der Frequenz f abhängig ist. Dies ist auch nachvollziehbar, da Böenballen mit kürzerer Wiederkehrperiode auch kleinere Ausdehnungen besitzen [Behr'04], während große Böenballen eine geringer Frequenz besitzen, s. a. Abbildung 2.5.

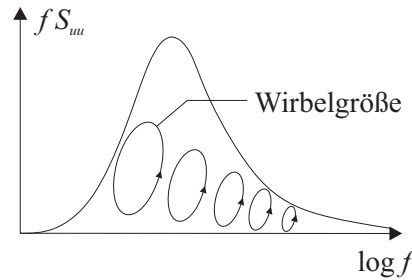


Abbildung 2.5: Turbulenzdichtespektrum mit angedeuteter Wirbelgröße

Zumeist wird für das Integrallängenmaß ein charakteristischer konstanter Wert angegeben. Mehr Details zur Schätzung und zum Zusammenhang von Abklingfaktor und Integrallängenmaß werden in Kapitel 5.3 gegeben.

2.3.6 Kohärenz

Als weiteres Maß zur Beschreibung der räumlichen Ausdehnung der Windturbulenz, dient die Kohärenz. Gemäß Gleichung (2.11) stellt sie den Zusammenhang zwischen Auto- und Kreuzleistungsdichte her. Eine empirische Formulierung der Kohärenz geht zurück auf *Davenport* [Dave'61] und lässt für die Raumrichtung r , bzw. den Abstand Δr in entsprechender Richtung und für die longitudinale Windgeschwindigkeitskomponente u wie folgt angeben.

$$\gamma_{u_{ij}}(f) = \exp \left(\frac{-f C_{ur} \Delta r}{\bar{u}} \right) \quad (2.20)$$

Die Windlastnorm gibt für die senkrecht zur Windrichtung in horizontaler y und vertikaler Richtung z in beiden Fällen $C_{uy} = C_{uz} = 11,5$ an.

3 Aerodynamische Belastung weit gespannter Freileitungsseile

3.1 Wissensstand

3.1.1 Aerodynamischer Kraftbeiwert

Aerodynamische Kraftbeiwerte werden meist in Windkanalversuchen bei laminarer Strömung ermittelt. Diese Kraftbeiwerte werden schließlich unter Annahme quasistationärer Strömungsverhältnisse verwendet. Das bedeutet, dass die Wirkung der momentanen Windgeschwindigkeit der turbulenten Anströmung einer gleichmäßigen Anströmung äquivalent gesetzt wird.

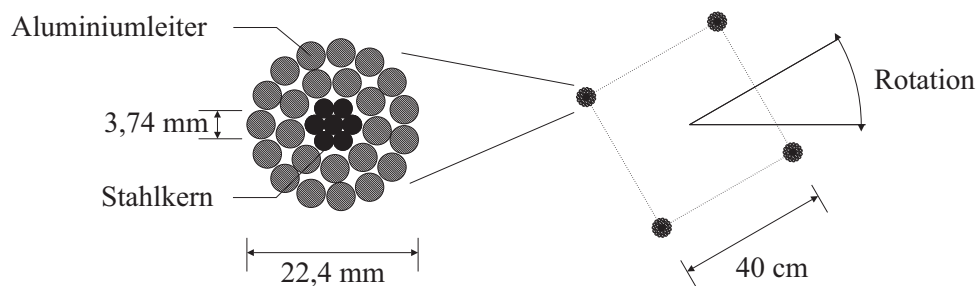


Abbildung 3.1: Querschnitt Einzelleiter (links) und Bündelleiter (rechts)

Es ergeben sich Verläufe der Kraftbeiwerte in Abhängigkeit der laminaren Strömungsgeschwindigkeit u_∞ bzw. der *Reynolds*-Zahl Re , die auch Einflüsse aus charakteristischer Länge des Bauwerks d und der kinematischen Viskosität der Luft ν berücksichtigt.

$$Re = \frac{u_\infty d}{\nu} \quad (3.1)$$

Der Verlauf des aerodynamischen Kraftbeiwerts ist deshalb bauwerksspezifisch zu bestimmen. Eine Verallgemeinerung ist nur unter Einschränkung möglich. Für Drahtlitzenseile, die für Freileitungsseile verwendet werden, ist der Verlauf abhängig von den äußeren Litzen, wie deren Anzahl, Größe und Wicklung. Windkanalversuche an einem Einzelleiter sowie Viererbündelleiter aus Aluminium-Stahl-Leitern sollen im Folgenden kurz beschrieben werden.

Objekt der Untersuchung sind Leiter der Sorte *Al/St 265/35* [DIN'84], als Einzelleiter und als Viererbündelleiter, s. Abbildung 3.1. Im Windkanal des Instituts für Stahlbau an der Technischen Universität Braunschweig wurde ein Versuchsaufbau entwickelt, der einen Ausschnitt des Leiters unter gleichmäßiger Anströmung hinsichtlich des Widerstandsbeiwerts c_f untersucht [Peil'12]. Die Unter-

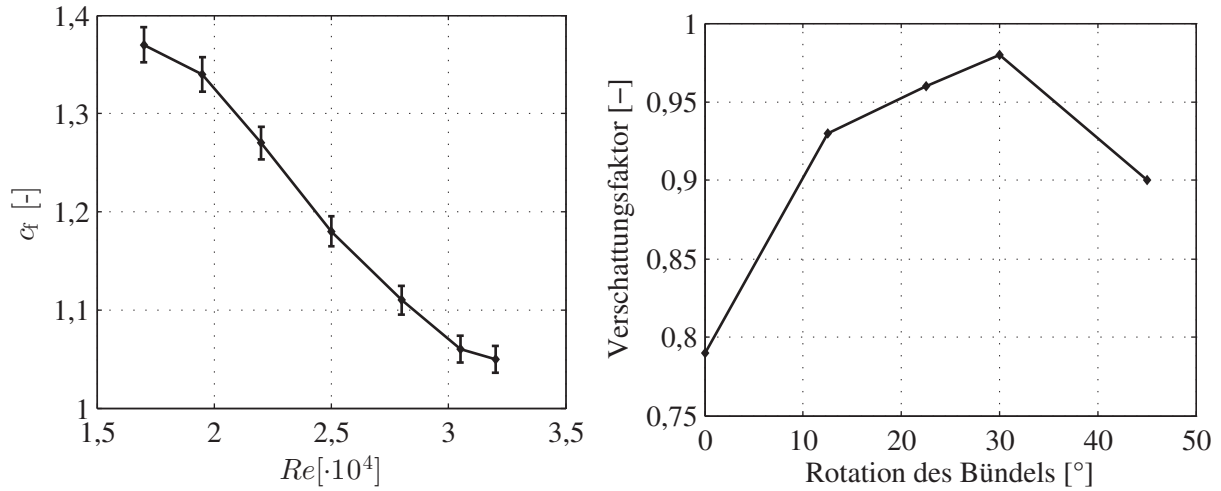


Abbildung 3.2: Verlauf des aerodynamischen Kraftbeiwerts des Einzelleiters mit 1,3 % Messfehler (links) und Verschattungsfaktor des Bündelleiters (rechts)

suchung des Viererbündelleiters fand für unterschiedliche Rotationen des Bündelquerschnitts statt, um Effekte durch Abschattung der leeseitigen Leiterseile zu erfassen. Es lässt sich zeigen, dass der Effekt der Abschattung nahezu unabhängig von der *Reynolds*-Zahl ist. Deshalb lässt sich der Kraftbeiwert des Bündelleiters aus dem Widerstandsbeiwert des Einzelleiters und einem Abschattungsfaktor, abhängig von der Rotation des Bündelquerschnitts, s. a. Abbildung 3.2 zusammensetzen. Bilder und detailliertere Versuchsergebnisse aus dem Bericht sind im Anhang A gegeben.

Charakteristisch für den Widerstandsbeiwert von Leiterseilen ist der stark nicht lineare Verlauf bezüglich der *Reynolds*-Zahl [Dave'79]. Ein existierender markanter Unterschied zwischen den in Windkanalversuchen ermittelten Kraftbeiwerten und solchen aus Feldversuchen konnte bisher nicht hinreichend erklärt werden [Ball'92], könnte jedoch auf die Wirkung der natürlichen Turbulenz zurück zu führen sein [Fage'29].

Die aus Windkanalversuchen bestimmten Kraftbeiwerte können lediglich unter der Annahme quasi-stationärer Interaktion zwischen Wind und Struktur angewendet werden. Eine instationäre Übertragung geht von einem zeitlich veränderlichen Kraftbeiwert aus. Zusammen mit der Luftdichte ρ lässt sich die Windkraft auf eine angeströmte Fläche A bestimmen.

$$F = \frac{1}{2} \rho A c_f(t) u^2(t) \quad (3.2)$$

Durch die bereits vorgestellte Aufteilung der Windgeschwindigkeit in einen mittleren und einen mittelwertfreien fluktuierenden Anteil, lässt sich auch die Windkraft aufteilen in mittleren und fluktuierenden Kraftanteil. Für große Windgeschwindigkeiten und üblich Turbulenzparameter gilt zudem $u' \ll \bar{u}$ und die mittlere Windkraft ergibt sich als der Erwartungswert von Gleichung (3.2).

$$\bar{F} = E[F] = \frac{1}{2} \rho A E[c_f] \bar{u}^2 + \rho A E[c_f u'] \approx \frac{1}{2} \rho A c_f \bar{u} \quad (3.3)$$

Für diese Näherung wird davon ausgegangen, dass c_f und u' unkorreliert zueinander sind, woraus sich $E[c_f u'] = 0$ ergibt. Folglich lässt sich auch eine Näherung für den fluktuierenden Kraftanteil finden [Volm'99].

$$F' = \rho A c_f(t) \bar{u} u' = \frac{2 \bar{F} c_f(t)}{\bar{u} c_f} u' \quad (3.4)$$

Das Verhältnis $c_f(t)/c_f$ wird im Allgemeinen, in den Frequenzbereich transformiert als aerodynamische Admittanz bezeichnet.

3.1.2 Herleitung der aerodynamischen Admittanz im Frequenzbereich

Eine einfache Modellvorstellung zur aerodynamischen Admittanz liefert ein eindimensionaler Stab der Länge L , der von einer Böe der Ausdehnung L_{uy} getroffen wird, wie in Abbildung 3.3 dargestellt.

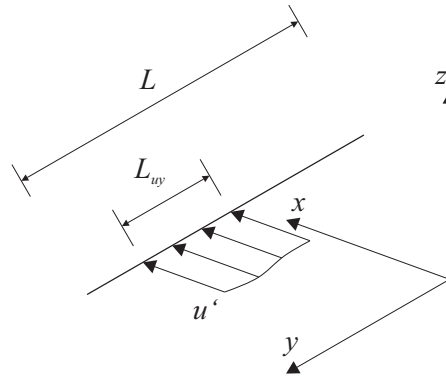


Abbildung 3.3: Stab mit turbulenter Anströmung

Verschmiert man den resultierenden Winddruck auf die gesamte Stablänge und ergänzt die Randbedingungen $L_{uy}(f = 0) = L$ und $L_{uy}(f \rightarrow \infty) = 0$ erhält man mit Hilfe Gleichung (2.19) eine frequenzabhängige Formulierung für den aerodynamischen Kraftbeiwert [Volm'99].

$$c_f(f) = \frac{c_f \bar{u}}{C_{uy} L f + \bar{u}} \quad (3.5)$$

Weiter lässt sich diese Formulierung als Tiefpassfilter erster Ordnung interpretieren und damit der Amplitudengang bzw. die aerodynamische Admittanz $\chi_{a,TP}$ angeben.

$$|\chi_{a,TP}(f)|^2 = \left| \frac{c_f(f)}{c_f} \right|^2 = \frac{\bar{u}^2}{C_{uy}^2 L^2 f^2 + \bar{u}^2} \quad (3.6)$$

3.1.3 Bekannte aerodynamische Admittanzansätze

Die derzeit gebräuchlichen Ansätze zur Beschreibung der aerodynamischen Admittanz lassen sich zurückführen auf erste Arbeiten von *Vickery* [Vick'65] und *Davenport* [Dave'67]. Erstgenannter Ansatz beschränkt sich auf scharfkantige, prismatische Körper mit Fläche A und ist deshalb nicht uneingeschränkt übertragbar, s. Gleichung (3.7).

$$|\chi_{a,VIC}(f)|^2 = \left[1 + \left(\frac{2 f \sqrt{A}}{\bar{u}} \right) \right]^{-2} \quad (3.7)$$

Der zweite Ansatz ist weitaus allgemeiner gefasst und berücksichtigt das Verhältnis von Bauwerksabmessung h und b und entsprechendem Integrallängenmaß bzw. Abklingkonstante, wie in Gleichung (3.8) gegeben, wobei $C_{uy} = 20$ und $C_{uz} = 8$ angenommen werden.

$$|\chi_{a,DAV}(f)|^2 = \frac{1}{\left(1 + \frac{C_{uz}}{3} \frac{h f}{\bar{u}} \right) \left(1 + \frac{C_{uy}}{2} \frac{b f}{\bar{u}} \right)} \quad (3.8)$$

Normativ [DIN'10a] wurde sich stark an diesem Konzept orientiert, das um den Faktor $\eta_{h,b}$ erweitert wurde, der die maßgebende Schwingungsform des Bauwerks berücksichtigt und für die erste Schwingungsform angegeben wird.

$$|\chi_{a,DIN}(f)|^2 = R_h(\eta_h) R_b(\eta_b) = \left(\frac{1}{\eta_h} - \frac{1 - e^{-2\eta_h}}{2 \eta_h^2} \right) \left(\frac{1}{\eta_b} - \frac{1 - e^{-2\eta_b}}{2 \eta_b^2} \right) \quad (3.9)$$

mit $\eta_h = \frac{4,6 h f}{\bar{u}}, \eta_b = \frac{4,6 b f}{\bar{u}}$ (3.10)

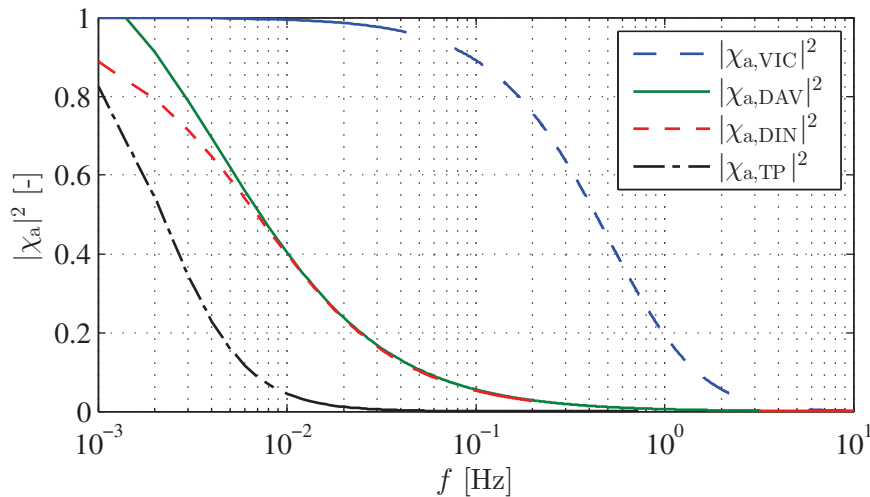


Abbildung 3.4: Vergleich verschiedener aerodynamischer Admittanzansätze

Ein Vergleich der Admittanzfunktionen, wie in Abbildung 3.4 dargestellt wird exemplarisch für ein Bündelleiterseil mit Durchmesser $d = 4 \cdot 22,4 \text{ mm}$ und Länge $L = 400 \text{ m}$ durchgeführt. Für die Abklingkonstanten wird entsprechend der Norm $C_{uy} = C_{uz} = 11,5$ angenommen, die mittlere Windgeschwindigkeit wird zu $\bar{u} = 10 \text{ m/s}$ gewählt.

Der Ansatz nach *Vickery* liegt deutlich über den anderen Ansätzen, was seine Beschränkung auf spezielle Baukörper bestätigt. Die Ansätze nach *Davenport* und DIN sind in der Tat sehr ähnlich, der Unterschied rührt hauptsächlich aus der unterschiedlichen Annahme der Abklingkonstanten. Dagegen liegt die zuvor hergeleitete Formulierung der aerodynamischen Admittanz aus dem Kraftbeiwert stets unterhalb der übrigen Ansätze. Hierin zeigt sich deutlich die Bandbreite möglicher Annahmen der aerodynamischen Admittanz.

3.2 Bewertung des aktuellen Wissensstands

3.2.1 Übertragbarkeit von Windkanalversuchen zur Ermittlung des Kraftbeiwerts

Die aus Windkanalversuchen unter laminarer Anströmung ermittelten Kraftbeiwerte können nur eingeschränkt verwendet werden. Größte Einschränkung ist die Annahme quasistationärer Windkraftübertragung. Eine Grenze hierfür ist beispielsweise die Forderung, dass das Verhältnis von Integrallängenmaß zu Bauteilbreite größer als 10 ist [Niem'96]. Die Berücksichtigung der Korrelation ist im Frequenzbereich mittels der aerodynamischen Admittanz möglich, im Zeitbereich kann mit der Wahl von ausreichend kleinen Bauteilen zur Bildung der Gesamtstruktur aus finiten Elementen entsprochen werden. Somit lassen sich die Ergebnisse auch auf turbulente Strömungsverhältnisse übertragen.

Bei der Ermittlung der Kraftbeiwerte im Windkanal wird von einem starren Bündel ausgegangen, d. h. der Querschnitt bleibt unveränderlich. Dies ist natürlich eine unrealistische Annahme und Teilleiterschwingungen sind durchaus möglich. *Riera et al.* [Riera'10] berücksichtigen alle Leiter des Bündels und bestimmen die Windwiderstandsbeiwerte für die einzelnen Leiter abhängig von deren Position zum luvseitigen Leiter. Für die vorliegende Untersuchung der Windkraft, resultierend aus der Gesamtbewegung des Bündels, werden die Teilleiterschwingungen, die insbesondere für ein mögliches Zusammenschlagen oder Ermüdungserscheinungen an den Armaturen von Interesse sind, als vernachlässigbar erachtet.

Für die Bemessung von Freileitungsseilen, für die meist hohe Windgeschwindigkeiten maßgebend sind, werden äquivalente statische Gleichstreckenlasten benötigt. Diese wiederum verwenden konstante Kraftbeiwerte und werden meist abhängig vom Durchmesser der Leiter festgelegt [DIN'11]. Der für das hier untersuchte Leiterseil angegebene Kraftbeiwert $c_d = 1,0$ kann somit bestätigt werden.

3.2.2 Bewertung der Admittanzansätze für die Anwendung auf Freileitungsseile

Ausgehend von *Vickery* haben sich zahlreiche Arbeiten mit der Formulierung der aerodynamischen Admittanz für eine Vielzahl von Bauwerken beschäftigt. Meist beruhen solche Angaben auf empirischen Untersuchungen und sind daher nur bedingt übertragbar. Für Freileitungsseile muss also eine Formulierung der aerodynamischen Admittanz insbesondere deren horizontale Ausdehnung sowie die horizontale Korrelation der Turbulenz berücksichtigen. In der vorliegenden Arbeit soll dies im Zeit- und Frequenzbereich unter den folgenden Annahmen und Einschränkungen erfolgen:

- Die Kraftübertragung wird als quasistationär angenommen, d. h. die momentanen Windgeschwindigkeiten bzw. Relativgeschwindigkeiten im turbulenten Windfeld bewirken die gleichen Kräfte wie die entsprechende laminare Anströmgeschwindigkeit.
- Die aerodynamische Kraft wird nach der Streifentheorie nur abhängig der entlang des betrachteten Streifens herrschenden Windeinwirkung und deren Verteilung beeinflusst.
- Das Bündel wird als steifer Querschnitt angenommen, der auf einer ideellen Kreisbahn um die Sehne des Seilfelds rotiert.
- Die ungünstigste Windrichtung ist senkrecht zur Leitungsrichtung, die laterale Windgeschwindigkeitskomponente v parallel zu den Leitungsseilen wird daher vernachlässigt.
- Das Kreuzspektrum zwischen der longitudinalen und der vertikalen Turbulenzkomponente u' und w wird vereinfachend vernachlässigt (s. a. 6.2.1).

Für Betrachtungen im Frequenzbereich sind zusätzlich weiter durch folgende Annahmen in ihrer Gültigkeit eingeschränkt:

- Der Schwankungsanteil in Hauptwindrichtung ist gering gegenüber der mittleren Windgeschwindigkeit; es gilt also $u' \ll \bar{u}$.
- Das System kann aufgrund kleiner Schwingamplituden um eine relativ große mittlere Auslenkung als linear in einem Arbeitspunkt angenommen werden.
- Die zu betrachtenden Antwortgrößen sind normalverteilt.

4 Mechanisches Verhalten von Freileitungsseilen unter Windanregung

4.1 Grundlagen der Dynamik horizontal gespannter Seile

4.1.1 Seilstatik

Bei einem biegeschlaffen Körper wie dem Seil wird der statische Gleichgewichtszustand durch den Durchhang, also die Verformung des Bauteils erreicht. Durch den sich einstellenden Durchhang f wird ein Seil der Seilenlänge s unter der Belastung q auf die Bogenlänge l gedehnt. Liegen die Auflagerpunkte auf um h verschiedenen Höhen, verschiebt sich der Scheitelpunkt und es gilt $a_0 \neq l_s - a_0$, wobei l_s die Spannweite, den horizontalen Abstand zwischen den Auflagerpunkten beschreibt, siehe Abbildung 4.1.

Die Form des Seils lässt sich über eine Parabel annähern. Dies ist aber nur gültig für kleine Durchhänge $f/s < 0,1$ [Peil'00] und kann bei größeren Höhenunterschieden der Auflagerpunkte zu größeren Abweichungen von der erforderlichen Genauigkeit führen [Kieß'01, Sche'80]. Eine exakte Lösung ist über die Kettenlinie möglich, die sich anhand eines infinitesimalen Seilabschnitts, s. Abbildung 4.2 herleiten lässt. Vereinfachend wird das Seilsegment im Zweidimensionalen betrachtet.

Für das zweidimensionale Seilsegment lassen sich die Gleichgewichtsbedingungen in horizontaler und vertikaler Richtung aufstellen.

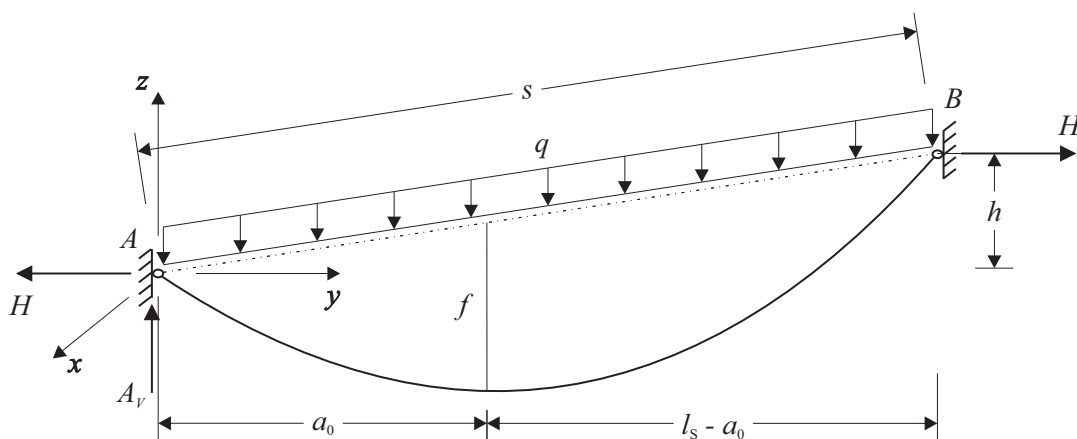


Abbildung 4.1: Kettenlinie eines Seilfelds unter statischer Belastung

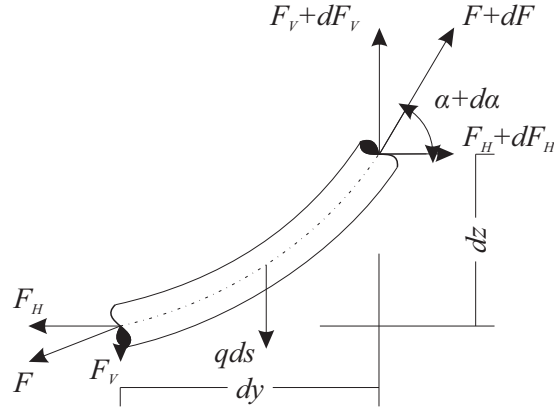


Abbildung 4.2: Infinitesimales Seilsegment mit Kräftegleichgewicht

$$F_H + dF_H - F_H = 0 \quad (4.1)$$

$$F_V + dF_V - F_V - q ds = 0 \quad (4.2)$$

Durch Integration der Gleichgewichtsbedingungen erhält man, dass $F_H = \text{konst.}$ und $dF_V = q ds$ gelten muss.

Für einen infinitesimal kleinen Seilabschnitt lässt sich die Länge des Segments über den Satz von *Pythagoras* abschätzen.

$$ds = \sqrt{dy^2 + dz^2} = dy \sqrt{1 + \left(\frac{dz}{dy}\right)^2} = dy \sqrt{1 + z'^2} \quad (4.3)$$

Da das Seil keine Momente aufnehmen kann, muss die Seilkraft F immer in Richtung der Tangente des Seils verlaufen.

$$\tan \alpha = z' = \frac{F_V}{F_H} = \frac{\int q ds}{F_H} = \frac{\int q \sqrt{1 + z'^2} dy}{F_H} \quad (4.4)$$

Durch erneutes Ableiten der Gleichung (4.4) nach y ergibt sich die Differentialgleichung der Seildurchhangsline. Geht man zusätzlich von geringen Steigungen, also $z'^2 \approx 0$ aus, lässt sich die Durchhangsgleichung nochmals stark vereinfachen.

$$z'' = \frac{q \sqrt{1 + z'^2} dy}{F_H} \approx \frac{q}{F_H} \quad (4.5)$$

Zweifaches Integrieren von Gleichung (4.5) führt auf die Kettenlinie in hyperbolischer Form, wobei hierin der Koordinatenursprung entsprechend dem Scheitelpunkt $S(y'_S = 0, z'_S = H/q)$ gewählt wurde [Kieß'01].

$$z' = \frac{H}{q} \cosh\left(\frac{q}{H} y'\right) \quad (4.6)$$

Daraus lässt sich schließlich die Bogenlänge l sowie die Lage des Scheitelpunkts a_0 bestimmen.

$$l = \sqrt{h^2 + \left[2 \frac{H}{q} \sinh\left(\frac{q l_s}{2 H}\right) \right]^2} \quad (4.7)$$

und
$$a_0 = \frac{H}{q} \ln \left[\frac{H}{q(l-h)} \left(1 - \exp\left(-\frac{q l_s}{H}\right) \right) \right] \quad (4.8)$$

Durch Transformation des Koordinatensystems mit Ursprung im Scheitelpunkt auf das Koordinatensystem entsprechend Abbildung 4.1, lässt sich Gleichung (4.6) auf eine handlichere Form mit festem Koordinatenursprung bringen.

$$z = \frac{H}{q} \left[\cosh\left(\frac{q}{H}(y + a_0)\right) - \cosh\left(\frac{q}{H}a_0\right) \right] \quad (4.9)$$

Die unbelastete und unverformte Seillänge l_0 entspricht anschaulich der Länge des Seils, würde man es auf dem Boden ausbreiten. Sie ist bei Freileitungsseilen üblicherweise länger als die Seilenlänge und lässt sich nach Gleichung (4.10) bestimmen [Yan'10].

$$l_0 = l - \frac{(H/A)^2}{8 EA q} \left[\sinh\frac{2 q (l_s - a_0)}{H} + \sinh\frac{2 q a_0}{H} + \frac{4 q l_s}{H} \right] \quad (4.10)$$

Durch Änderung von Belastung oder Temperatur ändert sich auch die Seillänge und damit auch die Seilkraft [Palk'90, Peil'00]. Aus der Dehnsteifigkeit EA bzw. dem Wärmeausdehnungskoeffizienten α_T ergeben sich elastische sowie thermische Dehnungen ε_{el} und ε_{th} aus der Differenz der Seilzugkräfte ΔS bzw. der Temperaturdifferenz ΔT .

$$\varepsilon_{el} = \frac{\Delta S}{EA} \quad (4.11)$$

$$\varepsilon_{th} = \alpha_T \Delta T \quad (4.12)$$

Aus der Annahme einer Parabel zwischen den beiden Auflagerpunkten zur Annäherung der Bogenlänge ergibt sich somit die Zustandsgleichung (4.13) als Beziehung zwischen den Zuständen 1 und 2 mit den Horizontalzugkräften $H_{1,2}$, den vertikalen Gleichstreckenlasten $q_{1,2}$ und den Temperaturen $T_{1,2}$.

$$H_2^2 \left[H_2 - H_1 + \frac{EA(s q_1)^2}{24 H_1^2} + EA \alpha_T (T_2 - T_1) \right] = \frac{EA(s q_2)^2}{24} \quad (4.13)$$

Mit Hilfe der Horizontalzugkraft lässt sich somit das Seilfeld statisch beschreiben.

4.1.2 Bewegung des Seilfelds unter Windanregung

Das Seilfeld ist ein System mit Freiheitsgraden in alle drei Raumrichtungen. Damit sind Bewegungen in zwei aufeinander senkrechten Ebenen sowie in Seilrichtung selbst möglich. Es lässt sich the-

oretisch [Hajd'78], wie auch numerisch [Gatt'07] zeigen, dass die Schwingungen in beiden Ebenen unabhängig voneinander betrachtet werden können. Für Schwingungen aus der Ebene des Seilfelds heraus ist die Windanregung, also die Schwingung infolge Böenerregung verantwortlich. Schwingungen in Seilebene können hingegen indirekte Folge der Windanregung sein, wie z. B. Schwingungen durch Wirbelablösung oder Turbulenz. Hierbei kommt es bei meist laminarer Anströmung durch die wechselseitige Ablösung der Strömungslinien vom Körper zu einem Aufschwingen des Körpers. Zudem wirken diese körperinduzierten Turbulenzen, sog. Nachlaufturbulenzen auf die im Nachlauf stehenden Bauteile. Wichtigste Maßzahl für die Wirbelablösung ist die *Strouhal-Zahl*, die für Drahtlitzenseile meist mit $St = 0,2$ [Simp'72] angenommen wird. Die Wirbelablösefrequenz f_w ergibt sich dann aus Anströmgeschwindigkeit u und Durchmesser d des Bauteils.

$$f_w = St \frac{u}{d} \quad (4.14)$$

Die daraus resultierenden Frequenzen liegen meist weit über den im Freileitungsbau üblichen Eigenfrequenzen und werden deshalb als unmaßgeblich erachtet [Cara'10]. Schwingungen in Seilrichtung werden durch Änderungen der Seilzugspannungen angeregt. Durch die Kettenlinie ist eine Anregung in Seilrichtung grundsätzlich bei jeder lateralen wie vertikalen Belastung möglich. Sie gehen immer auch einher mit den symmetrischen Eigenformen.

Die erste Eigenform aus der Seilebene ist eine Pendelbewegung des gesamten Seilfelds. Für ein solches ideelles Pendel lässt sich die äquivalente Pendellänge als Bruchteil des Durchhangs f nach Gleichung (4.16) herleiten [Volm'99]. Die Kreisfrequenz ω der Pendelbewegung ergibt sich dann für ein mathematisches Pendel nach Gleichung (4.15).

$$\omega = \sqrt{\frac{g}{l_{\text{ers}}}} \quad (4.15)$$

$$\text{mit } l_{\text{ers}} = 0,8 f \quad (4.16)$$

Für die vorliegende Untersuchung des Tragverhaltens sind insbesondere Schwingungen aus der Seilebene von Interesse. Eine detailliertere Beschreibung der Eigenfrequenzen wird anhand eines Beispiels im Abschnitt 6.1.1 behandelt.

4.1.3 Aerodynamische Dämpfung

Für Schwingungen aus der Seilfeldebene ist insbesondere die aerodynamische Dämpfung von Interesse. Durch die Schwingung eines Körpers im unbewegten Fluid Luft, entsteht auf dessen Oberfläche ein aerodynamischer Druck entgegengesetzt der Bewegungsrichtung. Im Fall des angeströmten Körpers verringert sich je nach Schwingrichtung einerseits die Relativgeschwindigkeit zwischen Körper und Fluid, mit der Folge, dass sich die resultierende Windkraft verringert. Andererseits führt für die gegengesetzte Schwingung eine erhöhte Relativgeschwindigkeit zu einer Windkraft entgegen der Bewegungsrichtung. Die entstehenden Kräfte wirken wie eine Dämpfung. Für Bauteile aus

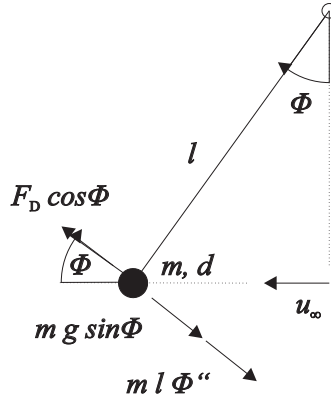


Abbildung 4.3: Simulation der Windkanalversuche mit numerischem Modell

Drahtlitzenseile, deren anzunehmende Strukturdämpfung vernachlässigbar gering, deren Schwingungsamplituden hingegen sehr groß ist, wird dieser Dämpfungsanteil maßgebend [Math'81].

Windkanalversuche wurden durchgeführt, um die Wirkung der aerodynamischen Dämpfung zu überprüfen. Hierfür wurde ein Segment eines Einzelleiters frei pendelnd im Windkanal aufgehängt. Die gesamte Pendeleinrichtung befand sich außerhalb des Windkanals. Da eine Variation der Pendellänge nicht möglich war, wurde das Pendel von außen mit verschiedenen Massen beaufschlagt, um auch Anströmungen mit größeren Windgeschwindigkeiten zu erzielen. Schließlich wurde das Ausschlagen des Pendels unter verschiedenen laminaren Strömungsgeschwindigkeiten u_∞ durch Neigungssensoren in der Pendelachse erfasst [Thie'12].

Mit Hilfe numerischer Simulationen der durchgeführten Versuche soll versucht werden, die Beobachtungen eingehender zu analysieren. Dafür wird die Schwingung eines einfachen mathematischen Pendels, wie in Abbildung 4.3 dargestellt simuliert. In die Bewegungsgleichung (4.17) fließen neben der Masse m , der Pendellänge l und der Verdrehung ϕ auch die vorherigen Ergebnisse zu den aerodynamischen Kraftbeiwerten c_f mit ein. Die Erregerkraft F_D wird durch den Geschwindigkeitsunterschied zwischen Körper und Anströmung bestimmt.

$$m l \ddot{\phi} + m g \sin \phi = F_D \cos \phi \quad (4.17)$$

$$\text{mit } F_D = \frac{1}{2} \rho c_f d (u_\infty - \dot{\phi} l \cos \phi)^2 \quad (4.18)$$

Auch bei sehr geringer oder gar keiner Anströmung $u_\infty = 0$ führt die Schwinggeschwindigkeit zu einer aerodynamischen Dämpfung. Demgegenüber wird die Strukturdämpfung als vernachlässigbar erachtet.

Für die Simulation wurde analog zu den Windkanalversuchen die Masse variiert mit $m_1 = 1,04 \text{ kg/m}$, $m_2 = 2,29 \text{ kg/m}$ und $m_3 = 3,11 \text{ kg/m}$, die Luftdichte wurde mit $\rho = 1,18 \text{ kg/m}^3$ im Windkanal gemessen. Durch den Bezug auf die Einheitslänge lassen sich die Simulationsergebnisse als für ein 1 m langes Seil verstehen. Als Eigenfrequenz der Pendelbewegung um die Ruhelage ergibt sich für die Pendellänge $l = 1,2 \text{ m}$ masseunabhängig $f_0 = 0,46 \text{ Hz}$. Für zunehmende Wind-

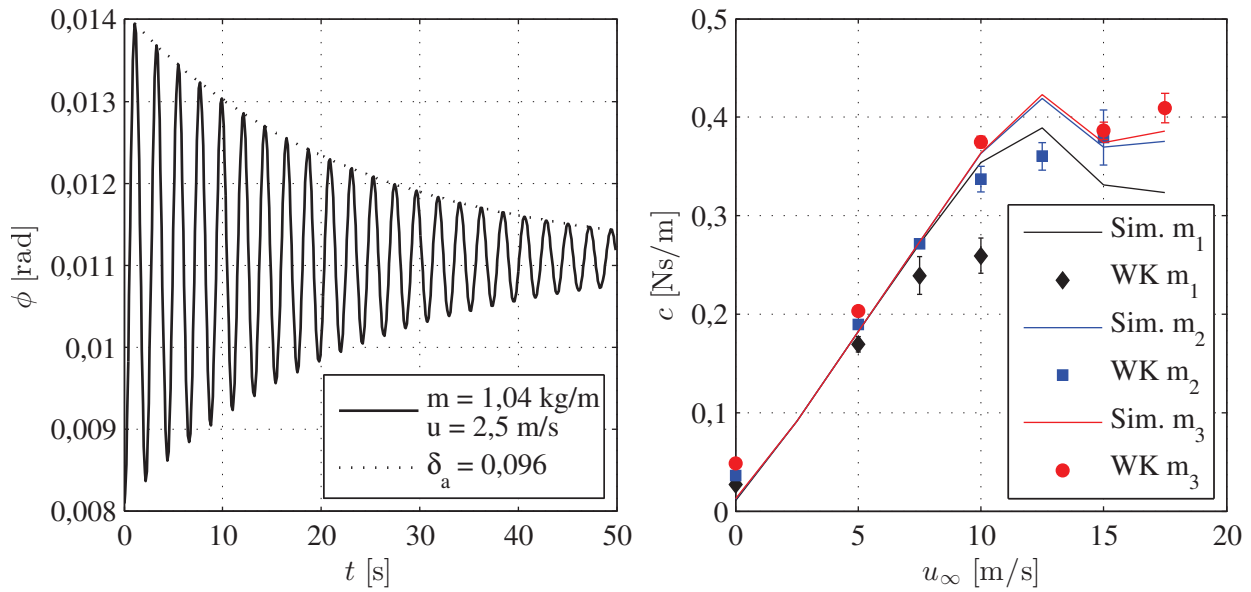


Abbildung 4.4: Simulation der Pendelschwingung und Approximation des logarithmischen Dämpfungsdekrementes (links) und Vergleich der aus Windkanalversuchen, WK mit Standardabweichung und Simulation bestimmten Dämpfungskonstanten (rechts)

geschwindigkeiten kann im Windkanal und in der Simulation ein Anstieg der Schwingfrequenz beobachtet werden. Dies liegt an der Versteifung des Systems aufgrund der ausgelenkten mittleren Lage und beträgt maximal 5 % für die maximale Auslenkung der kleinsten Masse. Ein Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 4.4 (links) anhand der simulierten Pendelbewegung dargestellt. Das logarithmische Dämpfungsdekrement wird über die Anzahl der Schwingungen n bis zum Abklingen auf unter 20 % der Ausgangsamplitude $\phi(t_i)$ gemäß (4.19) bestimmt.

$$\delta = \frac{1}{n} \ln \frac{\phi(t_i)}{\phi(t_{i+n})} \quad (4.19)$$

Um die Ergebnisse masseunabhängig vergleichen zu können, lässt sich das logarithmische Dämpfungsdekrement zur viskosen Dämpfungskonstante c umrechnen nach Gleichung (4.20).

$$\delta \approx \frac{c}{2 m f_0} \quad (4.20)$$

Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Windkanalversuchen und den Simulationen, wie in Abbildung 4.4 (rechts) zeigt eine gute Übereinstimmung und bekräftigt damit die Annahme, dass die aerodynamische Dämpfung mit Berücksichtigung der Relativgeschwindigkeit zwischen Körper und Fluid ausreichend beschrieben werden kann. Eine lineare Beschreibung der aerodynamischen Dämpfung nach Gleichung (4.21) [DIN'10a] führt hingegen zu einer Überschätzung der Werte für die Pendelbewegung bei größeren Windgeschwindigkeiten und damit größeren Ausschwingwinkeln, s. a. Abbildung 4.5.

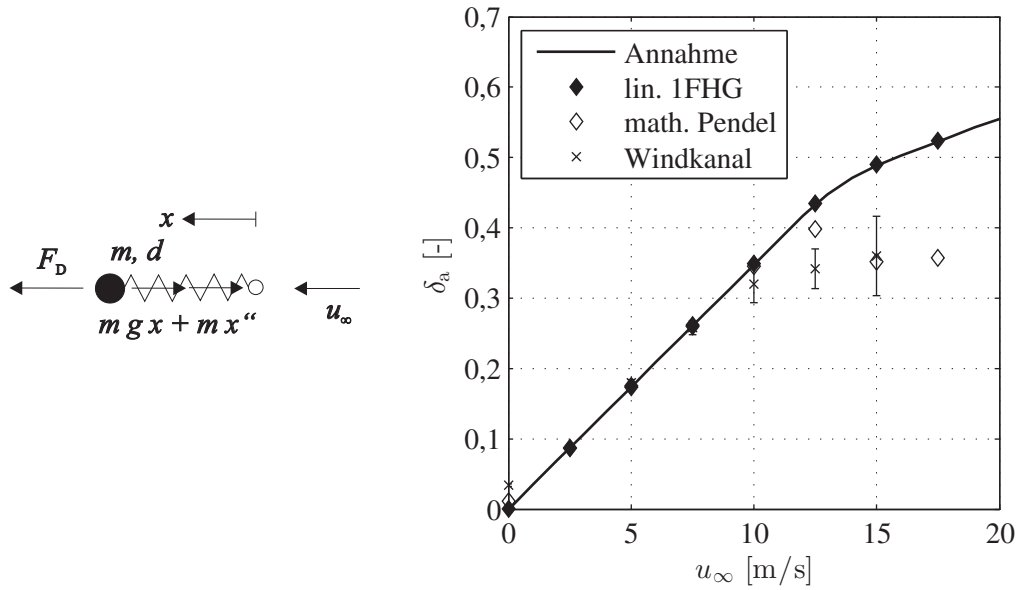


Abbildung 4.5: Schema der linearisierten Pendelbewegung des lin. 1FHG (links) und Überprüfung der theoretischen Annahme zur aerodynamischen Dämpfung (rechts)

$$\delta_a = \frac{\bar{u} \rho c_f d}{2 m f_0} \quad (4.21)$$

Gleichung (4.21) ist somit nur anwendbar für geradlinige Bewegungen bzw. kleine Verdrehungen. Dies lässt sich ebenfalls durch Simulation eines linearen Schwingers mit einem Freiheitsgrad (lin.1FHG) und der Masse m_2 im Windstrom bestätigen, s. Abbildung 4.5. Die Rückstellkraft wird entsprechend der Annahme kleiner Verdrehungen $\sin \phi \approx x$ angenommen. Hierfür stimmen die Simulationsergebnisse sehr gut mit der Theorie überein, wie ebenso dargestellt ist. Andere Arbeiten kommen zu dem gleichen Ergebnis [Abos'14], wenn lediglich von einer Bewegung in Windrichtung ausgegangen wird. Der Knick in der Kurve resultiert aus der *Reynolds*-Zahl Abhängigkeit des Kraftbeiwerts. Zum Vergleich sind die Ergebnisse für die lineare Pendelbewegung auch angegeben.

Durch die Änderung des Geschwindigkeitsvektors bzgl. der Anströmung erfolgt eine Verringerung der aerodynamischen Dämpfung bis zur Bewegung senkrecht zur Strömungsrichtung, für die die aerodynamische Dämpfung gegen Null bzw. gegen die Dämpfung in unbewegter Luft geht.

Diese Hypothese soll eingehender untersucht werden. Zur Darstellung des Freileitungsseils wird ein mathematisches Pendel mit großer Pendellänge und geringer Masse gewählt. Je nach Anströmungsgeschwindigkeit erhält man relativ kleine Amplituden um einen ausgelenkten mittleren Arbeitspunkt.

Zur Herstellung eines mathematischen bzw. trigonometrischen Zusammenhangs, z. B. zwischen aerodynamischer Dämpfung und mittlerem Ausschwingwinkel wird ein Pendel mit Pendellänge $l = 20$ m, entsprechend einer Pendelfrequenz nach Gleichung (4.15) von $f = 0,11$ Hz simuliert. Gewählt wird die geringste Masse $m_1 = 1,04$ kg/m, um ausreichend große Ausschwingwinkel zu

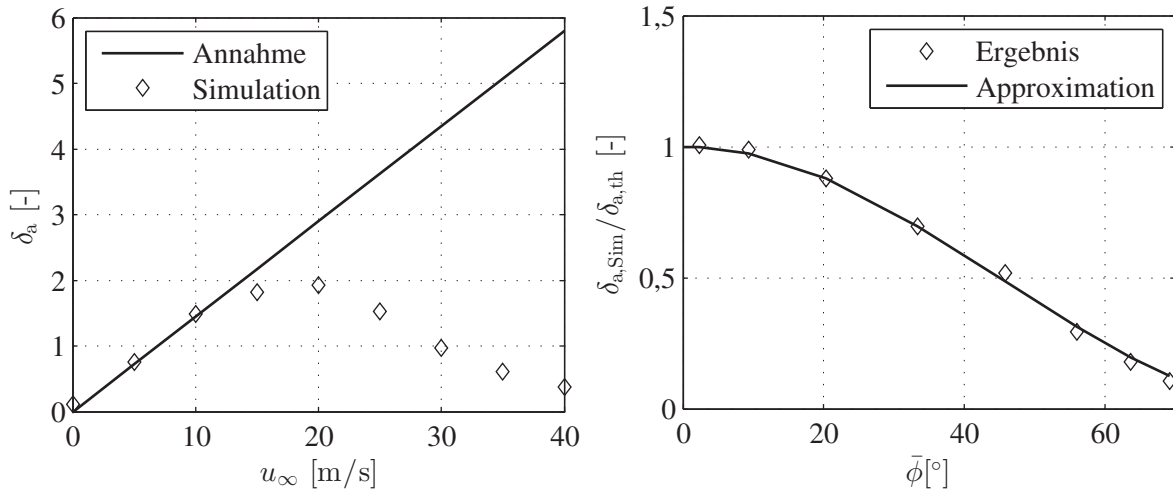


Abbildung 4.6: Logarithmisches Dämpfungsdekrement unter linearer Annahme bzw. aus Simulationen gegenüber u_∞ (links) und Verhältnis von Simulation zu Theorie bzw. dessen Approximation gegenüber $\bar{\phi}$ (rechts)

erhalten. Zur Vereinfachung wird der Kraftbeiwert $c_f = 1,2$ konstant gesetzt und die Luftdichte $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$ gewählt. Abbildung 4.6 (links) zeigt die Ergebnisse der approximierten logarithmischen Dämpfungsdekremente für unterschiedliche laminare Windgeschwindigkeiten. Zum Vergleich dazu der lineare Ansatz nach Gleichung (4.21) unter Verwendung der sich für die Ruhelage ergebenden Eigenfrequenz nach Gleichung (4.15).

Trägt man das Verhältnis der logarithmischen Dämpfungsdekremente aus Simulation $\delta_{a,Sim}$ und linearer Theorie $\delta_{a,th}$ nach Gleichung (4.21) gegen den statischen Arbeitspunkt $\bar{\phi}$ auf, wie in Abbildung 4.6 (rechts) dargestellt, erhält man eine Normierung der Masse, wie sich durch Vergleichsrechnung bestätigen lässt. Dieser Verlauf lässt sich durch Gleichung (4.22) approximieren.

$$\delta_{a,korr} \approx \frac{\bar{u} \rho c_f d}{2 m f_0} \cos^2 \bar{\phi} \quad (4.22)$$

Hierin lässt sich erkennen, dass die Auslenkung des Arbeitspunkts des Pendels zwei Wirkungen hat. Einerseits werden die Vektoren der Anström- und der Schwinggeschwindigkeit gegeneinander verdreht. Andererseits führt die dauerhafte mittlere Auslenkung zu einer Änderung der Rückstellkräfte und somit zu einer Änderung des Systems, was sich auch in der Veränderung der Schwingfrequenz äußert. In Gleichung (4.21) sowie (4.22) wird hingegen die Pendelfrequenz nach Gleichung (4.15) berücksichtigt, was einer Schwingung um die Ruhelage entspricht.

4.2 Spitzenfaktor zur Bestimmung der maximalen Bauwerksantwort

Die durch einen Zufallsprozess angeregte Systemantwort, ist selbst wieder ein Zufallsprozess. Für lineare Systeme ist die Art der Antwortverteilung gleich der Verteilung der Anregung, also die Antwort auf eine als *Gauß*- bzw. normalverteilte Windanregung ist selbst wieder *Gauß*-verteilt. Bei einem nichtlinearen System sowie der nichtlinearen Bewegung von Freileitungsseilen ist dagegen nicht zwingend von einer Normalverteilung der Systemantwort auszugehen.

Für eine Bemessung sind nicht die Maximalwerte des Prozesses von Relevanz, sondern die Extremwerte, die mit einer vorgegebenen Wahrscheinlichkeit nicht überschritten werden und dem Fraktilwert der interessierenden Schnittgröße entsprechen. Daher ist eine genaue Kenntnis der Übertretenswahrscheinlichkeit bzw. der Wahrscheinlichkeitsverteilung erforderlich. Mithilfe von sog. Spitzenfaktoren k_p lässt sich dann ein normativ charakteristischer Wert des Prozesses z. B. der Bauwerksantwort x_k nach Gleichung (4.23) aus Mittelwert \bar{x} und Standardabweichung σ_x abschätzen.

$$x_k = \bar{x} + k_p \sigma_x \quad (4.23)$$

Je nach angenommenen Eigenschaften der Häufigkeitsverteilung eines Prozesses, lassen sich Spitzenfaktoren aus den zentralen Momenten Mittelwert, Standardabweichung, Schiefe und Wölbung schätzen.

Unter der Annahme eines normalverteilten Prozesses lassen sich dessen Extremwerte mit einer *Poisson*-Verteilung annähern [Lutes'04] und man erhält den Ansatz, der auch normativ vorgeschlagen wird in Gleichung (4.24) für den Spitzenbeiwert einer *Gauß*-Verteilung $k_{p,G}$ [DIN'10a].

$$k_{p,G} = \sqrt{2 \ln(\nu_0 T)} + \frac{\gamma}{\sqrt{2 \ln(\nu_0 T)}} \quad (4.24)$$

Darin ist mit $\gamma \approx 0,5772$ die *Euler-Mascheroni*-Konstante berücksichtigt, T ist die Beobachtungsdauer. Die Frequenz der Böenreaktion ν_0 kann im Fall der angenommenen Normalverteilung mit der Rate der positiven Nulldurchgänge N_0^+ gleichgesetzt werden [Şafak'08].

$$\nu_0 = N_0^+ = \frac{\sigma_{\dot{x}}}{\sigma_x} \quad (4.25)$$

Unterteilt man den stochastischen Prozess, wie im Windingenieurwesen üblich in einen Böengrundanteil B und einen Resonanzanteil R , ergibt sich der Erwartungswert der Frequenz der Böenreaktion [DIN'10a] als Funktion der ersten Eigenfrequenz f_0 .

$$\nu_0 = f_0 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} \geq 0,08 \text{ Hz} \quad (4.26)$$

Mit der Festlegung des Minimalwerts wird gleichzeitig der Spitzenfaktor auf $k_p \geq 3$ begrenzt. Neben der Beschränkung auf *Gauß*-verteilte Prozesse, wird dieses Vorgehen auch häufig als konservativ erachtet [Flor'98].

Für den Fall von nicht *Gauß*-verteilten Prozessen gibt es eine Vielzahl von neueren, mehr oder weniger allgemeinen Ansätzen, zur Abschätzung des Spitzenbeiwerts $k_{p,nG}$ [Huang'13]. Ein Ansatz, der sowohl Schiefe μ_3/σ_x^3 und Wölbung μ_4/σ_x^4 des Prozesses berücksichtigt, wird von *Kwon et al.* [Kwon'09] in Gleichung (4.27) - (4.31) gegeben. Die Rate der Nulldurchgänge kann auf der sicheren Seite liegend näherungsweise dem Fall der *Gauß*-Verteilung angenommen werden [Huang'13].

$$k_{p,nG} = \kappa \left\{ k_{p,G} + h_3 \left[\beta^2 + 2\gamma - 1 + \frac{1,98}{\beta^2} \right] + h_4 \left[\beta^3 + 3\beta(\gamma - 1) + \frac{3}{\beta} \left(\frac{\pi^2}{6} - \gamma + \gamma^2 \right) + \frac{5,44}{\beta^3} \right] \right\} \quad (4.27)$$

$$\text{mit} \quad \beta = \sqrt{2 \ln(v_0 T)} \quad (4.28)$$

$$\text{und} \quad \kappa = \frac{1}{\sqrt{1 + 2h_3^2 + 6h_4^2}} \quad (4.29)$$

$$\text{mit} \quad h_3 = \frac{\frac{\mu_3}{\sigma_x^3}}{4 + 2 \sqrt{1 + 1,5 \left(\frac{\mu_4}{\sigma_x^4} - 3 \right)}} \quad (4.30)$$

$$\text{und} \quad h_4 = \frac{\sqrt{1 + 1,5 \left(\frac{\mu_4}{\sigma_x^4} - 3 \right)} - 1}{18} \quad (4.31)$$

Es lässt sich leicht zeigen, dass für den Fall, dass die Schiefe $\mu_3/\sigma_x^3 = 0$ und die Wölbung $\mu_4/\sigma_x^4 = 3$ entsprechend der *Gauß*-Verteilung gilt, für die Spitzenbeiwerte ebenfalls $k_{p,nG} = k_{p,G}$ gilt.

Basierend auf einer hermiteschen Polynomzerlegung [Wint'88], ist diese Herleitung nur für flachgipflige Verteilungen $\mu_4/\sigma_x^4 > 3$ gültig. Praktisch stellt der Radikand in den Ausdrücken h_3 und h_4 ebenfalls eine untere Grenze für die Wölbung dar. Für den Fall von schwach nicht normalverteilten Prozessen, erscheint dieses Vorgehen als akzeptabel.

Auf weitere, auch allgemeinere Anwendungen von Spitzenfaktoren soll in dieser Arbeit nicht eingegangen werden. Ein Vergleich dieser beiden Methoden erfolgt in den entsprechenden Kapiteln.

5 Naturmessungen

5.1 Beschreibung der Messanlage

5.1.1 Messstrategie

Für die Naturmessungen wurde ein stromloser Freileitungsabschnitt nahe von Rostock ausgewählt. Der Abschnitt wurde hinsichtlich seiner Abmessungen mit zwei Seilfeldern von 406,5 und 439 m, seiner Ausrichtung in Nordwestlicher Richtung und einem sehr flachen Geländeverlauf als geeignet erachtet, siehe Abbildung 5.1 [Aero'14]. Zur Auswertung werden zwei Windsektoren, die nahezu senkrecht auf die Leitung treffen herangezogen. Die Windrichtungen werden beiderseits mit $90^\circ \pm 20^\circ$ zur Leitungsrichtung angegeben, wobei die positive Windrichtung den Sektor in Richtung Nord-Ost beschreibt.

Die Leitung ist als 380 kV Höchstspannungsleitung ausgelegt, führt aber nur auf einem System Strom. Beide Systeme sind jeweils mit drei der schon zuvor genannten 4er-Bündelleitern aus *Al/St 265/35* belegt. Als Blitzschutz dienen zwei Erdseile, die als Einzelleiter ausgeführt sind, siehe auch Abbildung 5.2.

Abbildung 5.2 zeigt den Aufriss des Leitungsabschnitts, der über zwei Seilfelder mit zwei Tragmasten und einem Abspannmasten verläuft mit den zugehörigen Abmessungen, sowie dem Geländeverlauf laut Trassenplan [VEAG'92]. Der Schnitt in Abbildung 5.2 zeigt die auf dieser



Abbildung 5.1: Luftaufnahme des Leitungsabschnitts mit betrachtetem Windsektor

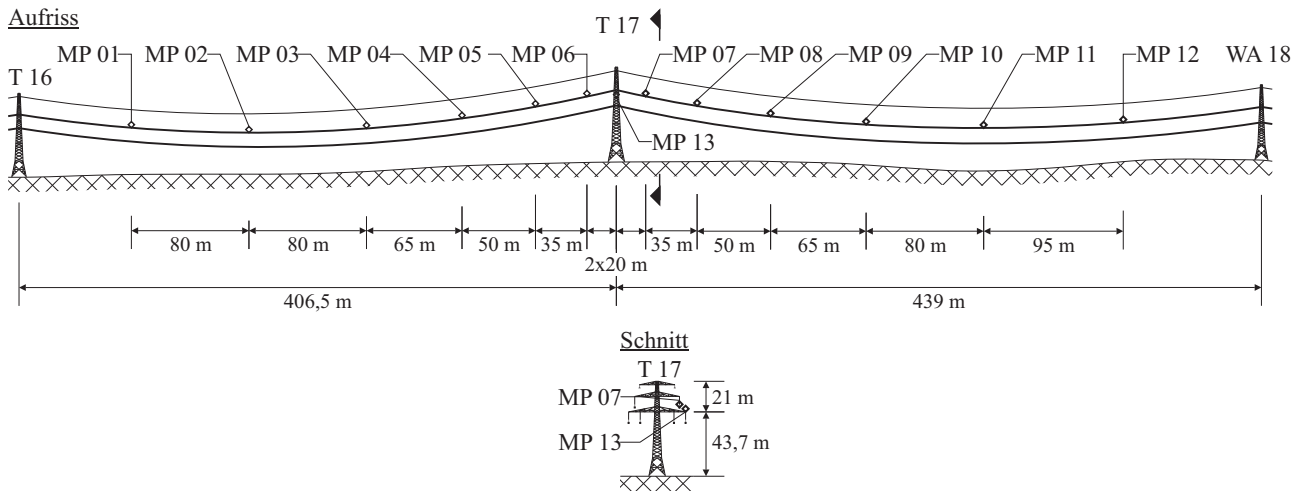


Abbildung 5.2: Aufriss und Querschnitt des Leitungsabschnitts

Spannungsebene typische Donauanordnung der Leiterseile am Tragmast in Mitte des Leitungsabschnitts. Zusätzlich sind die Stellen der Messpunkte markiert, die zum Tragmast T17 hin mit geringeren Abständen über beide Seilfelder verteilt sind. Die Höhen der Messpunkte über dem Gelände im statischen Zustand des Seils bei 1,5°C schwanken zwischen 30 und 45 m.

An den Messpunkte MP 01 bis 13 werden Windgeschwindigkeiten mit Ultrasonic Anemometern 2D der Firma *Thies Clima* erfasst, die die Komponenten des Winds senkrecht und parallel zur Leitungsrichtung messen. Die Messpunkte MP 01 bis 12 sind direkt auf dem oberen Bündelleiter montiert, siehe hierzu auch Anhang B. Mithilfe von Neigungssensoren Positilt PTAM2 der Firma *ASM* an den Messpunkten wird die Verdrehung aufgrund der Seilbewegung gemessen und damit die gemessenen Windgeschwindigkeiten korrigiert. Zusätzlich sind Beschleunigungsaufnehmer des Typs FA 101-A3 von *FGP Sensors & Instrumentation* eingebaut, um die Hypothese zu überprüfen, dass die Änderungen der Schwinggeschwindigkeit der Leiterseile gering sind. Mit dieser Annahme lässt sich der horizontale Anteil u_h der, um den Winkel ϕ verdreht gemessenen Windgeschwindigkeit u_ϕ bestimmen.

$$u_h = \frac{u_\phi}{\cos \phi} \quad (5.1)$$

Am MP 13 wird neben den Windgeschwindigkeiten mit einem fest auf der unteren Traverse installierten Ultraschallanemometer auch die Temperatur gemessen. Die Ausschwingwinkel ϕ_I der beiden unteren Isolator Ketten werden mit Neigungssensoren wie zuvor benannt erfasst. Damit lässt sich indirekt, über die Gewichtskraft F_G auf die horizontale Windkraft F_W am Tragmast nach Gleichung (5.2) schließen. Dies entspricht der gängigen Praxis für Feldversuche an Freileitungen [Houle'91]. Der Einbauzustand der Neigungssensoren ist ebenfalls im Anhang B dokumentiert.

$$F_W = F_G \tan \phi_I \quad (5.2)$$

Die statische, vom Durchhang der Leiterseile abhängige Gewichtskraft am Tragmast T17 wurde durch Messung mithilfe von in den Isolator Ketten eingebauten Kraftmessdosen und einem Vergleich mit der Berechnung nach der theoretischen Kettenlinie bestimmt. Die hierfür erforderliche Seilzugkraft wurde wiederum am Abspannmast WA18 mit Kraftmessdosen in den Isolator Ketten bestimmt. Ein weiterer Vergleich mit der im Trassenplan [VEAG'92] angegebenen Seilzugspannung $\sigma_0 = 76,5 \text{ N/mm}^2$ bei -5°C und einem normativ anzunehmenden Eisansatz für Eislastzone 1 [DIN'11] zeigt ebenso gute Übereinstimmung, s. Abschnitt 5.4.1. Die Kraftmessdosen am Tragmast konnten nach dem Einbau nur ein einziges Mal vor Ort abgefragt werden, eine Übertragung der Messung an den Messrechner konnte nicht hergestellt werden. Beim Versuch, das Problem zu orten, wurden die Kraftmessdosen, vermutlich durch Übersteuern, elektronisch und später mechanisch beschädigt.

Zur Messung der Seilzugspannung sind in den Abspannketten jeweils drei 50 kN Kraftmessdosen der Genauigkeitsklasse 0,1 % eingebaut. Die Signale von jeweils drei Kraftmessdosen werden vor Ort gemittelt und in einem Kanal ausgegeben. Beim ersten Einbau der Messdosen wurden die Spannglieder in den Ketten nicht gleichmäßig gespannt, was zur Folge hatte, dass die Signale übersteuert am Messrechner ankamen. Durch einzelnes Abfragen der Messdosen konnte diese Ungleichheit bestätigt werden. Behoben werden konnte dieser Fehler allerdings nicht, da bei dem Versuch, diese unsymmetrische Kettenbelastung auszugleichen, mehrere Kraftmessdosen beschädigt bzw. deren Übertragung gestört wurde. Aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit der installierten Sensoren, konnten an keiner Kette alle drei Kraftmessdosen wiederhergestellt werden. Die Signale, die an den Messrechner übertragen werden, können deshalb nicht mehr absolut betrachtet werden, sondern lediglich anhand der dynamischen Eigenschaften, vgl. Kap. 5.4.2.

Die dynamische Mastantwort wird mit Dehnungsmessstreifen, die als Vollbrücken an den vier Eckstielen des Tragmasts T17 kurz über dem Boden angebracht sind, gemessen.

5.1.2 Signalverarbeitung

Durch das Prinzip der Windmessung mithilfe von Ultraschall und der internen Umrechnung auf die sich ergebenden Windgeschwindigkeiten mit einem maximalen Messtakt von 50 Hz, erfolgt die Messung der Windgeschwindigkeiten digital mit einer Genauigkeit von $\pm 2 \%$ bei Windgeschwindigkeiten größer als 5 m/s. Mithilfe der Schallmessung lässt sich auch die virtuelle Temperatur ermitteln. Der Unterschied zur tatsächlichen Lufttemperatur ist abhängig vom Feuchtegehalt der Luft [Lanz'05] und beträgt z. B. bei 100 % relativer Luftfeuchte bei realer Temperatur von 20°C ca. 2 K [Thies'10]. Für den zu erwartenden Temperatur-, Luftfeuchtigkeits- und Luftdruckbereich wird der Fehler mit maximal 4 % der tatsächlichen Temperatur als vernachlässigbar angesehen, da aus Mangel an freien Kanälen lediglich die Temperatur an der Stelle MP 13 ausgegeben und deren Mittelwert über die gesamte Leitungslänge konstant angenommen wird.

Die Neigungssensoren haben eine Einschwingzeit von 0,1 s, damit kann der Bereich zwischen 0 und 2 Hz, abhängig von den Amplituden als weitgehend trägheitsfrei erachtet werden, bei 10 Hz liegt die Grenze der messbaren Frequenzen. Die Ausgabe erfolgt analog.

Der Messbereich der Beschleunigungsaufnehmer liegt bei ± 5 g und 0-250 Hz.

Die Dehnungsmessstreifen sind als Vollbrücken mit 6-Leiter-Schaltung, damit temperatur- und leitungsängenkompensiert ausgeführt. Der Messbereich liegt bei eingespeister Spannung von 1 V bei $\pm 12,5$ mV/V, entsprechend 12.500 $\mu\text{m/m}$ mit einer Auflösung von 50 nm/m.

Die Verstärkung des Signals und die Digitalwandlung erfolgen mit e.bloxx Modulen der Firma *Gantner Instruments*. Die Wandlung erfolgt mit einer Abtastrate von 25 Hz. Das Frequenzband des natürlichen Winds liegt unter 1 Hz, die ersten Eigenfrequenzen des Seilfelds sind ebenfalls weit unter 1 Hz anzutreffen. Die ersten Mastfrequenzen werden bei rund 1 Hz erwartet [Dua'12]. Mit der gewählten Abtastrate wird dieser Frequenzbereich also gut abgebildet.

Ein zuvor gesetzter digitaler Tiefpassfilter 1. Ordnung mit einer Eckfrequenz von 3 Hz, der in den Modulen einstellbar ist, zeigt ein ungünstiges Filterverhalten bereits im Frequenzband von 0-2 Hz, s. Abbildung 5.3 links. Aus diesem Grund wird das Signal um den komplexen Frequenzgang des Filters wieder korrigiert und erneut mit einem digitalen Tiefpassfilter des Typs *Butterworth* 20. Ordnung und einer Eckfrequenz von 2 Hz verarbeitet. Damit wird das Frequenzband nach oben bei ca. 1,8 Hz begrenzt, wie aus Abbildung 5.3 rechts ersichtlich wird. Der nichtlineare Phasengang wird durch eine Doppelwegfilterung kompensiert.

Die Trendbereinigung erfolgt mit einem Hochpassfilter. Die Passfrequenz wird auf die späteren Blockgrößen der Fast Fourier Transformation FFT abgestimmt [Clob'08]. Für eine 4096-Punkt-FFT bei 25 Hz Abtastrate, entsprechend einer Frequenzauflösung von 0,0061 Hz wird deshalb die Passfrequenz auf 0,0065 Hz festgelegt. Die Frequenzauflösung der 2048-Punkt-FFT beträgt 0,0122 Hz,

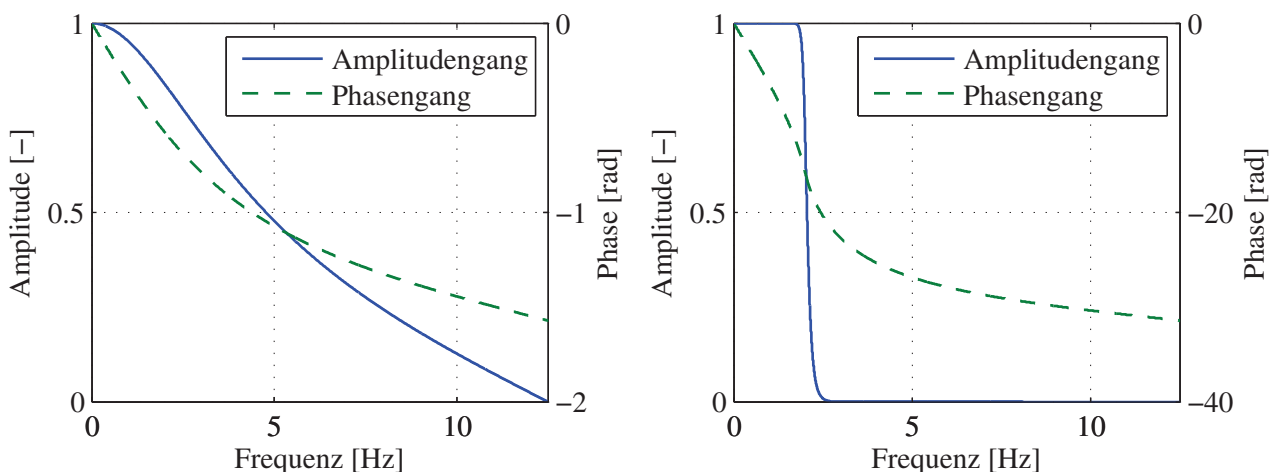


Abbildung 5.3: Amplituden- und Phasengang des digitalen Tiefpassfilters 1. Ordnung und Eckfrequenz 3 Hz (links) bzw. Butterworthfilter 20. Ordnung und 2 Hz (rechts)

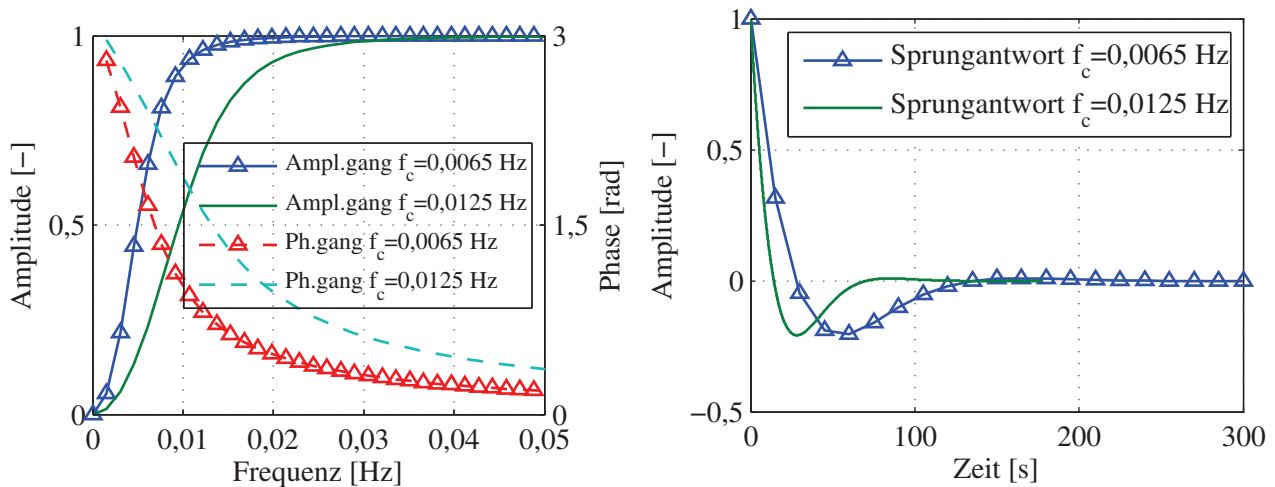


Abbildung 5.4: Amplituden- und Phasengang (links) bzw. Sprungantworten (rechts) der gewählten Hochpassfilter

dementsprechend wird die Passfrequenz zu 0,0125 Hz gewählt. Abbildung 5.4 zeigt Frequenzgang und Sprungantworten der gewählten Hochpassfilter. Aufgrund der Einschwingzeit des Filters sind am Anfang und Ende gefilterten Signals maximal 200 s verfälscht und können nicht verwendet werden, wie die Sprungantwort für die geringere Passfrequenz in Abbildung 5.4 (rechts) zeigt.

Es werden kontinuierlich Zeitblöcke mit einer Länge von 1 h aufgezeichnet und abgespeichert. Über eine UMTS-Verbindung werden diese Daten vom Messrechner vor Ort an die BAM Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung übertragen. Aus diesen Messungen werden wiederum Zeitreihen von 600 s Länge ausgewählt, die folgenden Anforderungen genügen:

- Mittlere Windrichtung im Sektor 70-110° zur Leitungsrichtung
- Zeitreihen stationär laut Reverse-Arrangement-Test mit Signifikanzniveau von 5 % [Bend'00]
- Beginn und Ende mit 200 s Abstand zu Beginn bzw. Ende der Messung

Danach erfolgt die Umrechnung auf horizontale Windgeschwindigkeiten und Filterung.

5.2 Messung der mittlere Windgeschwindigkeit

5.2.1 Windprofilannahmen

Wie in Kapitel 2.3 behandelt, wird in der ingenieurmäßigen Betrachtung des natürlichen Windfelds in Deutschland von einem Potenzprofil ausgegangen. *Clobes et al.* [Clob'11] zeigen, dass diese Annahme für einen Großteil der Beobachtungen im Höhenbereich zwischen 30 und 341 m über dem Gelände auch zutreffend ist und somit die Wahrscheinlichkeit eines Potenzprofils größer ist als die eines konstanten oder linearen Profils, s. Abbildung 5.5. Dabei kann die geländespezifische Form

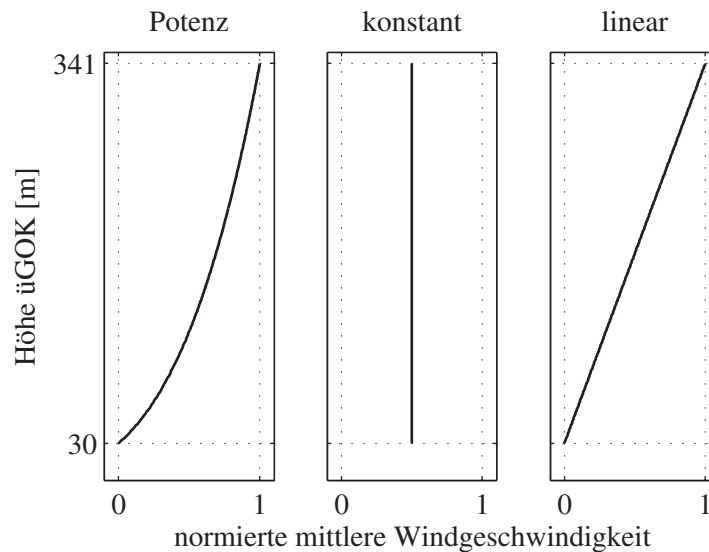


Abbildung 5.5: Nach Auftretenswahrscheinlichkeit sortierte Windprofile für den Höhenbereich [30m – 341m]
[Clob'11]

des Potenzprofils, gegeben durch den Profilexponenten α oder die Rauigkeitslänge z_0 am gleichen Standort durchaus variieren zwischen den Beobachtungen, selbst bei gleicher Windrichtung.

Diese Untersuchungen zu Windprofilen beziehen sich meist nur auf einen Standort. Für ein horizontales Bauwerk werden diese Annahmen dann konstant über die gesamte Bauwerkslänge angenommen. Um diese Annahme zu überprüfen, wären mehrere vertikal übereinander angeordnete Windmessstellen erforderlich. Da es keine zwei Messpunkte direkt übereinander gibt, wird in dieser Arbeit von einem gleichbleibenden Potenzprofil lateral zur Windrichtung ausgegangen. Das entspricht den normativen Annahmen der Traglastbemessung und wird für den Extremlastfall als auf der sicheren Seite liegend angenommen.

Aufgrund der zuvor genannten Variabilität der Geländeparameter, wird in dieser Arbeit auf eine Kategorisierung des vorliegenden Geländes, z. B. auf Grundlage eines Geländekatasters verzichtet, da die ausgewerteten Ereignisse keine ausreichende statistische Grundlage bilden können zur Überprüfung der daraus entnommenen Annahmen. Vielmehr werden die Beobachtungen einzeln betrachtet und bestmöglich mit den zur Verfügung stehenden Annahmen beschrieben, wie im Folgenden dargestellt.

5.2.2 Auswertung der Beobachtungen

Durch die Platzierung der Ultraschallanemometer auf den Leiterseilen, werden die Windgeschwindigkeiten auf unterschiedlichen Höhen in einem Bereich von ca. 30-50 m über dem Gelände entlang der Leitung gemessen. Für eine Extrapolation der mittleren Windgeschwindigkeiten auf die unteren Leiterseile, an denen die Bauwerksreaktion gemessen wird, müssen hier geeignete Annahmen über das Höhenprofil der mittleren Windgeschwindigkeit, sowie die Verteilung des entlang der Leitung

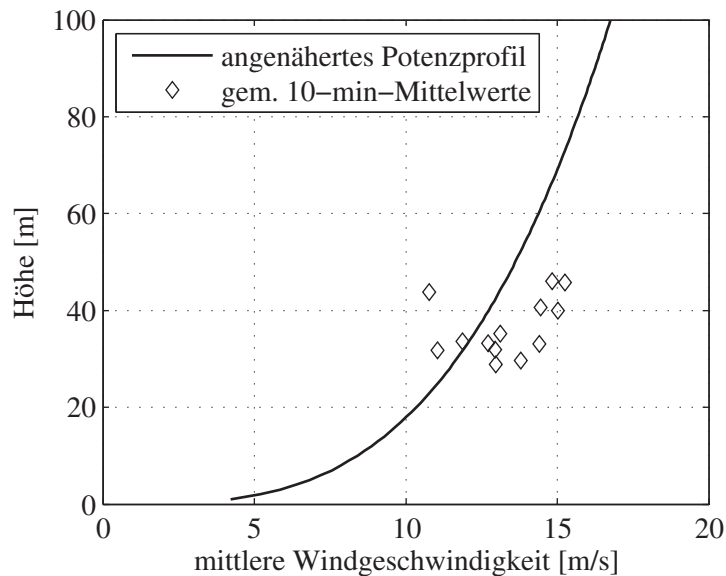


Abbildung 5.6: Gemessene 10-Minuten-Mittelwerte der Windgeschwindigkeiten gegenüber der Höhe über dem Gelände für ein Ereignis am 29.12.2011 und angenähertes Potenzprofil mit $v_{\text{ref},10}$ und α entsprechend Tabelle 5.1

getroffen werden. Die Annahmen aus dem vorangegangenen Punkt 5.2.1 finden hier Anwendung. Somit lassen sich die mittleren Windgeschwindigkeiten der einzelnen Ereignisse gegen die Höhe der Messpunkte, wie in Abbildung 5.6 dargestellt aufragen. Hierin wird deutlich, dass der verfügbare Höhenbereich für eine zuverlässige Aussage über die Charakteristik des zugrundeliegenden Windprofils nicht ausreichend ist. Auch weisen die großen Streuungen darauf hin, dass die Annahme des gleichbleibenden Windprofils entlang der Leitung nicht unbedingt zutreffend ist.

Dennoch sollen, basierend auf der wahrscheinlichsten Profilannahme, mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate Potenzprofile entsprechend Gleichung (2.13) wie in Abbildung 5.6 dargestellt angenähert werden. Hierfür werden die Profilexponenten entsprechend den in der Windlastnorm [DIN'10c] definierten Geländekategorien, einschließlich dem Mischgebiet Binnenland gewählt. Die Ergebnisse der an die Beobachtungen angenäherten Potenzprofile, mit Referenzwindgeschwindigkeit in 10 m Höhe $v_{\text{ref},10}$ und Exponent α sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Darin sind ebenfalls die minimalen, maximalen und der Mittelwert der gemessenen mittleren Windgeschwindigkeiten aller Sensoren und die mittlere Windrichtung angegeben.

Am häufigsten gelingt die Approximation für die Zugrundelegung eines Windprofils entsprechend der Geländekategorie IV, für städtische Bebauung mit $\alpha = 0,30$. Im Fall der häufigsten Windrichtung, nämlich Südwest (negative Windrichtung), kann hier von einer mindestens vorstädtischen Bebauung, bis hin zum Stadtgebiet Rostock, das vorgelagert ist, ausgegangen werden. Eine Festlegung der Geländekategorie soll hierin dennoch nicht erfolgen. Lediglich ein Ereignis dieses Windsektors zeigt einen steileren Anstieg im angenäherten Windprofil, während das einzige Ereignis aus entgegengesetzter Richtung ebenfalls einen Profilexponenten entsprechend offenem Gelände mit $\alpha = 0,12$ aufweist. Wie bereits erwähnt, ist die Anzahl an ausgewerteten Windereignissen zu

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der gemessenen mittleren Windgeschwindigkeiten und Parameter der angenäherten Potenzprofile

Ereignis	\bar{u}_{\min}	\bar{u}_{\max}	\bar{u}_m	WR	$v_{\text{ref},10}$	α
29.12.2011	10,79 m/s	15,31 m/s	13,37 m/s	-85°	8,4 m/s	0,30
03.01.2012	10,31 m/s	14,15 m/s	12,85 m/s	-84°	8,0 m/s	0,30
04.01.2012	9,39 m/s	12,51 m/s	11,65 m/s	-77°	9,0 m/s	0,12
09.02.2012	12,29 m/s	15,48 m/s	14,17 m/s	112°	10,5 m/s	0,12
23.02.2012	10,63 m/s	13,21 m/s	11,81 m/s	-74°	6,9 m/s	0,30
26.08.2012	9,60 m/s	11,69 m/s	10,67 m/s	-97°	6,4 m/s	0,30
14.09.2012	9,90 m/s	12,63 m/s	11,46 m/s	-98°	7,0 m/s	0,30
05.12.2013	12,14 m/s	17,30 m/s	15,23 m/s	-101°	9,3 m/s	0,30
10.01.2015	9,33 m/s	14,03 m/s	12,68 m/s	-72°	7,4 m/s	0,30

gering für statistisch abgesicherte Aussagen. Die Ergebnisse werden im Weiteren als Einzelfälle betrachtet und entsprechend zur Beschreibung der einzelnen Ereignisse verwendet.

5.3 Schätzung der Turbulenzparameter

5.3.1 Leistungsdichtespektren

Die spektrale Autoleistungsdichte S_{xx} eines Prozesses ist definiert als das Integral über die Fourier-Transformierte der Autokorrelationsfunktion R_{xx} [Bend'00]. Meist wird die einseitige spektrale Leistungsdichte verwendet. Das Kreuzleistungsdichtespektrum S_{xy} ergibt sich analog.

$$S_{xx}(f) = 4 \int_0^{\infty} R_{xx}(\tau) e^{-i2\pi f\tau} d\tau \quad (5.3)$$

Für diskrete Zeitreihen, wie sie in Messungen vorliegen, können die Schätzungen der spektralen Leistungsdichten durch die Methode von *Welch* [Welch'67] verbessert werden. Hierbei wird die stationäre Zeitreihe in kleinere, sich teilweise überlappende Intervalle unterteilt, deren spektrale Leistungsdichten wiederum gemittelt auf eine glattere Schätzung der spektralen Leistungsdichte führen.

Für die Schätzung der Autoleistungsdichte wird die 600 s lange Zeitreihe in 25 Intervalle mit jeweils 4096 Samples, entsprechend dem gewählten Hochpassfilter und einer Überlappung von 89,35 % unterteilt. Um Fehler durch Abschneiden der Intervalle zu verringern, werden die Intervalle

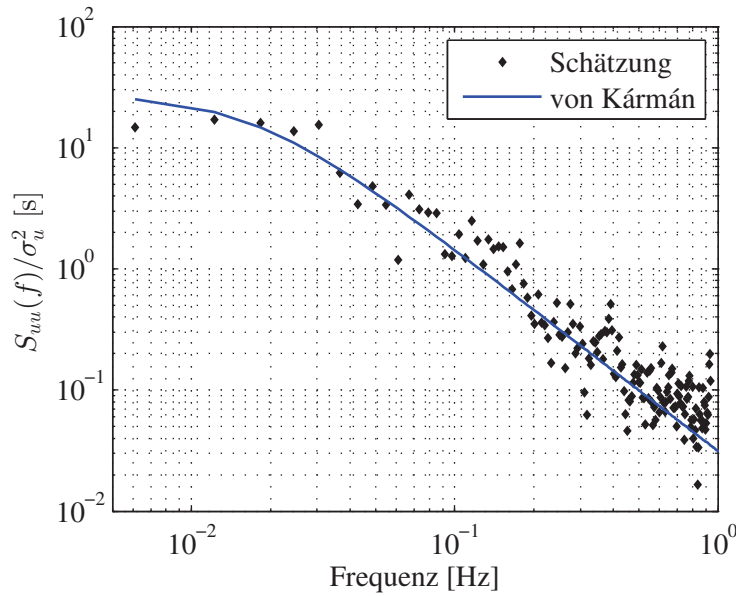


Abbildung 5.7: Turbulenzspektrum MP 01, 29.12.2011: $\bar{u} = 12$ m/s, $WR = -83^\circ$, $z_e = 34,5$ m, $z_0 = 0,3$ m

le mit einem *Hamming*-Fenster multipliziert. Daraus ergibt sich eine Frequenzauflösung von 0,0061 Hz. Abbildung 5.7 zeigt ein derart geschätztes Leistungsdichtespektrum zusammen mit dem Vorschlag nach *von Kármán* zur Annäherung der spektralen Autoleistungsdichte nach Gleichung (5.4)-(5.6) [ESDU'76, ESDU'84].

$$\frac{f S_{uu}(f)}{\sigma_u^2} = \frac{4 \lambda_0}{(1 + 70,8 \lambda_0^2)^{5/6}} \quad (5.4)$$

mit $\lambda_0 = \frac{f L_{ux}}{\bar{u}} \quad (5.5)$

und $L_{ux} = 25 z^{0,35} z_0^{-0,063} \quad (5.6)$

Das *von Kármán*-Spektrum kann als eine gute Annäherung an die aus den Beobachtungen geschätzten spektralen Autoleistungsdichten bestätigt werden [Behr'04].

Die kreuzspektralen Größen werden mit einer geringeren Frequenzauflösung von 0,0125 Hz geschätzt. Hierfür werden die Zeitreihen in 59 Intervalle mit jeweils 2048 Samples und 89,35 % Überlappung unterteilt, wodurch eine noch stärkere Glättung erreicht werden kann.

5.3.2 Turbulenzintensität

Wie schon zuvor beschrieben, ist die Turbulenzintensität definiert als das Verhältnis von Standardabweichung zu mittlerer Windgeschwindigkeit. Das Quadrat der Standardabweichung, die Varianz, lässt sich einerseits als Integral der spektralen Autoleistungsdichte bestimmen.

Tabelle 5.2: Zusammenfassung der Turbulenzintensitäten für ausgewählte Ereignisse

Ereignis	\bar{u}_m	WR	$I_{u,min}$	$I_{u,max}$	$I_{u,m}$
29.12.2011	13,37 m/s	-85°	0,13	0,25	0,16
03.01.2012	12,85 m/s	-84°	0,12	0,24	0,17
04.01.2012	11,65 m/s	-77°	0,12	0,25	0,17
09.02.2012	14,17 m/s	112°	0,08	0,17	0,11
23.02.2012	11,81 m/s	-74°	0,14	0,23	0,17
26.08.2012	10,67 m/s	-97°	0,11	0,24	0,15
14.09.2012	11,46 m/s	-98°	0,11	0,24	0,15
05.12.2013	15,23 m/s	-101°	0,11	0,21	0,16
10.01.2015	12,68 m/s	-72°	0,14	0,25	0,18

$$\sigma_u^2 = \int_0^\infty S_{uu}(f) df \quad (5.7)$$

Gemäß der Definition der Varianz als zweites zentrales Moment eines stochastischen Prozesses, lässt sich die Varianz auch direkt aus den diskreten Zeitreihen bestimmen.

$$\sigma_u^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N u_i'^2 \quad (5.8)$$

Aufgrund der Unsicherheiten bei der Schätzung der spektralen Größen, wird der direkten Bestimmung der Standardabweichung aus der Zeitreihe der Vorzug gegeben. Die Unterschiede beider Verfahren liegen bei den eigenen Messungen unter 10 %.

Die Standardabweichungen, ermittelt für die 13 Messpunkte, können innerhalb eines Ereignisses stark schwanken. Eine Höhenabhängigkeit, die aufgrund der unterschiedlichen Höhen der Messpunkte über dem Gelände vorliegen könnte, kann nicht beobachtet werden. Vielmehr sind die ermittelten Standardabweichungen zufällig gestreut. Der Grund scheint demnach eher in den unterschiedlichen Windverhältnissen aufgrund der horizontalen Abstände der Messpunkte zu liegen. Eine Höhenunabhängigkeit der Standardabweichung, wie sie normativ angesetzt wird, wird im Folgenden ebenfalls als gültig angenommen. Tabelle 5.2 zeigt die für ausgewählte Ereignisse bestimmten minimalen, maximalen und gemittelten Turbulenzintensitäten zusammen mit den mittleren Windgeschwindigkeiten und der Angabe der über alle Sensoren gemittelten mittleren Windrichtung der Ereignisse.

Erwartungsgemäß kann dem weitaus glatteren Geländeverlauf im Nordosten der Leitung auch die geringste Turbulenzintensität zugeordnet werden, wie beim Ereignis 09.02.2012 zu beobachten ist. Die Schwankungen innerhalb eines Ereignisses sind allerdings sehr groß mit rund 100 %.

5.3.3 Integrallängenmaße

Integrale Zeit- bzw. Längenmaße beschreiben die räumliche Böenstruktur des natürlichen Windfelds. Als Parameter der fluktuierenden Windgeschwindigkeitskomponente als zeitabhängiger Zufallsprozess berücksichtigen sie die räumliche Korrelation der Zeitsignale k an unterschiedlichen Punkten mit dem räumlichen Bezug Δr zueinander.

$$L_{kr} = \frac{1}{\sigma_k^2} \int_0^\infty R_{kk}(\Delta r) d\Delta r \quad (5.9)$$

Da Windmessungen meist nur an einer Stelle ausgewertet werden und auch bei den vorliegenden Messungen die Sensoren lateral zur Windrichtung angeordnet sind, wird das Integrallängenmaß in Strömungsrichtung L_{ux} aus dem Zeitmaß T_{ux} bestimmt. Unter der Annahme, dass die Windturbulenz ohne Änderung ihrer räumlichen Struktur in der Grundströmung mit der mittleren Geschwindigkeit \bar{u} über den Messpunkt hinweg zieht, findet die *Taylor-Hypothese* Anwendung.

$$L_{ux} = \bar{u} T_{ux} \quad (5.10)$$

mit
$$T_{ux} = \frac{1}{\sigma_u^2} \int_0^\infty R_{uu}(\tau) d\tau \quad (5.11)$$

Da die zur Berechnung der Integralmaße benötigte Autokorrelation nicht als Funktion vorliegt, sondern als Aneinanderreihung zeitdiskreter Werte, bieten sich unterschiedliche Vorgehensweise zur Schätzung des integralen Zeitmaßes an [Clob'08]. Eine Approximation einer parametrisierten Funktion, eines *Fichtl-Mc Vehl*-Spektrums an das Autoleistungsdichtespektrum S_{uu} wird als Empfehlung gegeben. Setzt man $\xi = 2$ in Gleichung (5.12) erhält man das *von Kármán*-Spektrum, das als sehr gute Approximation der Beobachtungen erachtet wird.

$$S_{uu}(f) = \frac{a \sigma_u^2}{\left(1 + 1,5 \left(\frac{f}{f_m}\right)^\xi\right)^{\frac{5}{3\xi}}} \cdot \frac{1}{f_m} \quad (5.12)$$

mit
$$a = \frac{1,5^{1/\xi} \xi \Gamma\left(\frac{5}{3\xi}\right)}{\Gamma\left(\frac{2}{3\xi}\right) \Gamma\left(\frac{1}{\xi}\right)} \quad (5.13)$$

und
$$f_m = \frac{a}{4 T_{ux}} \quad (5.14)$$

Tabelle 5.3: Übersicht der geschätzten longitudinalen und lateralen Integrallängenmaße eines Ereignisses

Ereignis	$\min L_{ux}$	$\max L_{ux}$	$\overline{L_{ux}}$	$\sigma_{L_{ux}}$	L_{uy}
29.12.2011	14,2 m	71,7 m	38,9 m	18,8 m	22 m
03.01.2012	12,3 m	61,7 m	35,4 m	14,2 m	20 m
04.01.2012	19,2 m	58,1 m	36,5 m	10,7 m	19 m
09.02.2012	10,5 m	49,3 m	26,8 m	13,2 m	29 m
23.02.2012	19,8 m	59,5 m	39,5 m	14,6 m	23 m
26.08.2012	17,2 m	56,3 m	37,0 m	10,2 m	22 m
14.09.2012	23,0 m	63,6 m	38,4 m	13,4 m	23 m
05.12.2013	9,9 m	60,9 m	29,7 m	14,3 m	30 m
10.01.2015	16,0 m	63,1 m	37,5 m	15,0 m	25 m

Mit Gleichung (5.14) lässt sich über eine Approximation der kleinsten Fehlerquadrate ein Zeitmaß schätzen, mit dem wiederum über Gleichung (5.10) das longitudinale Integrallängenmaß bestimmt werden kann. Die derart geschätzten Integrallängenmaße schwanken sehr stark, ähnlich der Turbulenzintensität innerhalb eines Ereignisses über die 13 Messpunkte, wie in Tabelle 5.3 dargestellt. Eine Höhenabhängigkeit, wie sie normativ angenommen wird und auch aus anderen Arbeiten [Sola'01] hervorgeht, kann aufgrund der geringen Höhenunterschiede der Messpunkte nicht beobachtet werden.

Für das laterale Integrallängenmaß L_{uy} werden die Informationen aus allen lateral zur Windrichtung positionierten Sensoren verwendet. Hierfür dient der Kreuzkorrelationskoeffizient ρ_{xy} .

$$\rho_{xy}(\tau) = \frac{R_{xy}(\tau)}{\sqrt{R_{xx}(0) R_{yy}(0)}} \quad (5.15)$$

Durch Anwendung auf zwei um Δy entfernte fluktuierende Geschwindigkeitskomponenten u'_1 und u'_2 und unter Vernachlässigung der geringen vertikalen Abstände erhält man eine einfache, für die Anwendung auf zeitdiskrete Signale geeignete Formulierung der einfachen räumlichen Kreuzkorrelation [Rusc'82].

$$\rho_{1,2}(\Delta y) = \frac{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (u'_1 u'_2)_i}{\sqrt{\left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n u_1'^2\right) \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n u_2'^2\right)}} \quad (5.16)$$

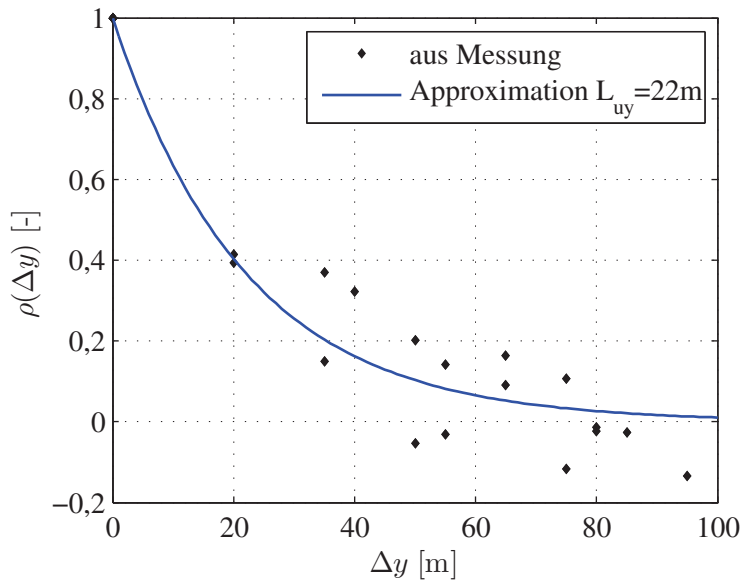


Abbildung 5.8: Approximierte und gemessene einfache Kreuzkorrelation über den horizontalen Abstand der Messpunkte (Ereignis 29.12.2011)

Das Integrallängenmaß ergibt sich dann als das Integral über den Verlauf der Kreuzkorrelationskoeffizienten über Δy oder auch durch die Approximation einer parametrisierten Funktion [Holm'08].

$$\rho(\Delta y) = e^{-\frac{\Delta y}{L_{uy}}} \quad (5.17)$$

Das in Abbildung 5.8 approximierte laterale Integrallängenmaß ist geringer als das mittlere longitudinale Integrallängenmaß. Dies ergibt sich auch aus weiteren Auswertungen eigener Beobachtungen sowie anderer Arbeiten [Teun'80]. Zum Vergleich sind die geschätzten lateralen Integrallängenmaße in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Das Verhältnis $L_{uy}/\overline{L_{ux}}$ beträgt im Allgemeinen rund 0,6. Nur für zwei Schätzungen, bei denen die maximalen lateralen Integrallängenmaße geschätzt werden, wird die Größenordnung des mittleren longitudinalen Integrallängenmaßes erreicht.

5.3.4 Kohärenz

Mit Hilfe der Kohärenzfunktion γ lassen sich aus den spektralen Autoleistungsdichten die Beträge der Kreuzleistungsdichte ermitteln. Durch die Normierung mithilfe der Autoleistungsdichten, lässt sich allgemein der Bereich der Kohärenzfunktion $\gamma^2 \in [0 \quad 1]$ angeben. Darin steht $\gamma^2 = 1$ für eine vollständige Kohärenz der beteiligten Prozesse, $\gamma^2 = 0$ für eine vollständige Inkohärenz.

$$\gamma_{xy}^2(f) = \frac{|S_{xy}(f)|^2}{S_{xx}(f) S_{yy}(f)} \quad (5.18)$$

Die Schätzung der Kohärenz aus den gemessenen Zeitreihen erfolgt wieder durch eine Mittelung über mehrere Intervalle. Hierfür werden die 600 s langen Zeitschriebe in 2048 Samples lange Inter-

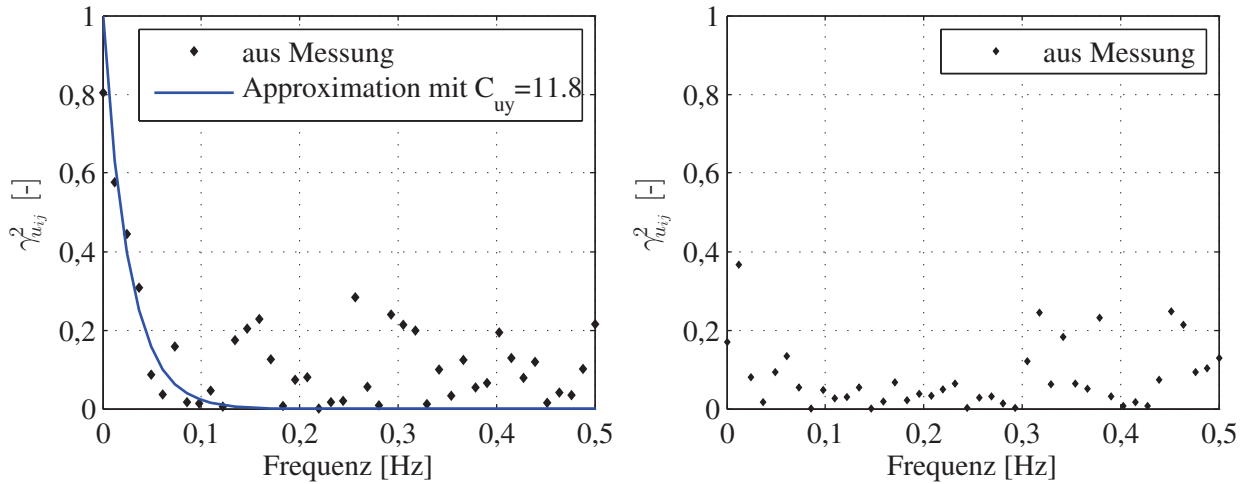


Abbildung 5.9: Kohärenzfunktionen für MP 13 und MP 07, $\Delta y = 20$ m, $\bar{z} = 42$ m (links) bzw. MP 09 und MP 10, $\Delta y = 65$ m, $\bar{z} = 34$ m (rechts), Ereignis 29.12.2011

valle unterteilt, die sich mit 89,35 % überlappen. Daraus ergibt sich eine Mittelung über 59 Intervalle und eine Frequenzauflösung von 0,0125 Hz, auf die auch die Filterung abgestimmt ist. Die Intervalle werden wieder mit einem *Hamming*-Fenster multipliziert.

Eine mathematische Beschreibung der Kohärenz ergibt sich über die sog. Abklingfaktoren C_{kr} , mithilfe derer die Abnahme der Korrelation der Windkomponente k in Richtung r beschrieben wird. Somit lässt sich die Kohärenzfunktion für die Komponente u an zwei Punkte i und j mit den räumlichen Abständen Δx , Δy und Δz nach Gleichung (5.19) abschätzen.

$$\gamma_{u_{ij}}(f) = \exp\left(\frac{-2 f \sqrt{C_{ux}^2 \Delta x^2 + C_{uy}^2 \Delta y^2 + C_{uz}^2 \Delta z^2}}{\bar{u}_i + \bar{u}_j}\right) \quad (5.19)$$

Die Abstände der Sensoren in Windrichtung x , die sich aufgrund der Auslenkung des Seilfelds ergeben werden als vernachlässigbar gering erachtet. In vertikaler Richtung wird aufgrund der ebenfalls geringen Unterschiede der Höhen über dem Gelände ein konstanter Abklingfaktor $C_{uz} = 10$ [Tell'98] gewählt. Für horizontal ausgedehnte Bauwerke ist ohnehin die laterale Kohärenz von größtem Interesse, als deren Maß der Abklingfaktor C_{uy} aus Approximation der Gleichung (5.19) an die geschätzten Kohärenzfunktionen ermittelt werden kann.

Abbildung 5.9 zeigt die geschätzten Kohärenzen für jeweils zwei gemessene Zeitreihen mit $\bar{z} = (z_i + z_j)/2$. Deutlich erkennt man den raschen Abfall der Kohärenz bis 0,1 Hz für zwei Zeitreihen mit horizontalem Abstand von 20 m (links). Höhere Frequenzen sind nahezu unkorreliert. Aus diesem Grund erfolgt eine Approximation der Kohärenzfunktion zur Ermittlung eines Abklingfaktors C_{uy} nur bis 0,5 Hz. Insbesondere geringe Werte der geschätzten Kohärenz sind mit relativ großen Fehlern ε behaftet [Bend'00], die sich aus dem Schätzwert der Kohärenz $\hat{\gamma}_{xy}$ zu einer be-

stimmten Frequenz und der zur Schätzung verwendeten Anzahl an Mittelungsintervallen n_d ergeben.

$$\varepsilon[\hat{\gamma}_{xy}^2] = \frac{\sqrt{2}(1 - \hat{\gamma}_{xy}^2)}{|\hat{\gamma}_{xy}|\sqrt{n_d}} \quad (5.20)$$

Gleichung (5.20) gibt das 95 % Konfidenzintervall wieder und führt bei einem geschätzten Wert $\hat{\gamma}_{xy}^2 = 0,3$ auf ein Intervall von $[0,06 \leq \gamma_{xy}^2 \leq 0,54]$ für den möglichen Wert der Kohärenz. Damit lässt sich für die geschätzte Kohärenz der beiden Zeitreihen im Abstand von 50 m (Abbildung 5.9, rechts) auch keine Kohärenzfunktion mehr approximieren. Dies entspricht auch der Erwartung, da dieser Abstand um das doppelte größer ist als das zuvor geschätzte laterale Integrallängenmaß.

Eine Auswertung über alle ausgewählten Ereignisse zeigt, dass die Abklingfaktoren mit zunehmendem Abstand Δy der Messpunkte tendenziell zunehmen. Andere Arbeiten hierzu weisen darauf hin, dass auch die mittlere Höhe der betrachteten Messpunkte über dem Gelände \bar{z} einen Einfluss hat [Kris'81]. Eine Untersuchung des Höheneinflusses ist aufgrund der geringen Höhenunterschiede nicht möglich, wird aber im Folgenden berücksichtigt. Eine allgemeine Form des Verlaufs der Abklingfaktoren ist in Gleichung (5.21) gegeben [Sola'87].

$$C_{uy} = a_y + b_y \left(\frac{\Delta y}{\bar{z}} \right)^{d_y} \quad (5.21)$$

Solari [Sola'93] gibt für weit gespannte Bauwerke $a_y = 0$, $b_y = 8,5$ und $d_y = 0,25$ an, wohingegen *Kristensen et al.* [Kris'81] zu einer ähnlichen Formulierung kommen, allerdings mit Faktoren $a_y = 0$, $b_y = 28$ und $d_y = 0,45$.

Die Auswertungen der eigenen Beobachtungen zeigen eine deutliche Zunahme der Abklingfaktoren mit Zunahme des horizontalen Abstands der Messpunkte. Ausgewertet wurden Kombinationen von Messpunkten mit $\Delta y/\bar{z} = 0,47$, $0,81 \leq \Delta y/\bar{z} \leq 0,87$ und $1,32 \leq \Delta y/\bar{z} \leq 1,40$. Für größere Abstände bzw. Verhältnisse $\Delta y/\bar{z}$ kann quasi keine Kohärenz beobachtet werden, eine Approximation ist darum nicht sinnvoll (siehe Abbildung 5.9 rechts). Die Ergebnisse stellen sich wie folgt dar.

- Für Messpunktpaare mit $\Delta y/\bar{z} = 0,47$ ergibt sich ein mittlerer Abklingfaktor $\overline{C_{uy}} = 10,5$ mit einer Standardabweichung $\sigma_{C_{uy}} = 4,2$.
- Das Verhältnis $0,81 \leq \Delta y/\bar{z} \leq 0,87$ zeigt bereits eine erheblich größerer Streubreite $\sigma_{C_{uy}} = 7,7$ um den Mittelwert $\overline{C_{uy}} = 12,5$.
- Bei einem Verhältnis $1,32 \leq \Delta y/\bar{z} \leq 1,40$ ist $\overline{C_{uy}} = 16,0$ und $\sigma_{C_{uy}} = 10,9$.

Eine Approximation einer Potenzfunktion entsprechend Gleichung (5.21) mit $a_y = 0$ an die Mittelwerte durch Minimierung der Fehlerquadrate gelingt mit $a_y = 0$, $b_y = 13,9$ und $d_y = 0,39$.

5.4 Messung der Bauwerksantwort

5.4.1 Statischer Zustand

Eine Testabfrage aller Kraftmessdosen erfolgte am 24.11.2011 bei nahezu Windstille mit $\bar{W} < 3$ m/s parallel zur Leitungsrichtung. Die Temperatur, die maßgebend für den statischen Durchhang und somit für die statische Belastung ist, betrug rund 4,5°C. Die gemessene Tragkraft F_G am Tragmast T17, sowie die gemessenen Seilzugkräfte F_S am Abspannmast WA18 werden mit numerisch bestimmten Kräften nach Kap. 6 verglichen, siehe Tabelle 5.4. Die Übereinstimmung ist sehr gut und bestätigt die lediglich aus den Plänen entnommenen Angaben zu Leiterseilbelegung und Geometrie des Leitungsabschnitts.

Tabelle 5.4: Statische Kräfte des Abspannabschnitts bei 4,5°C

	Gewichtskraft F_G	Seilzugkraft F_S
Messung	21,4 kN	52,8 kN
Modell	21,6 kN	53,2 kN

Zur Kontrolle der Positionen der installierten Ultraschallanemometer wurde ein Vermessungsbüro mit einem örtlichen Aufmaß des Leitungsabschnitts inklusive der Windsensoren beauftragt. Die Vermessungsarbeiten fanden, nach Angaben des Vermessungsbüros bei einer Temperatur von 6,2°C statt und umfassten das obere Leiterseil mit seinen Aufhängepunkten und Windsensoren.

Wie in Abbildung 5.10 zu erkennen ist, stimmen die Knoten des FE-Modells des oberen Leiterseils

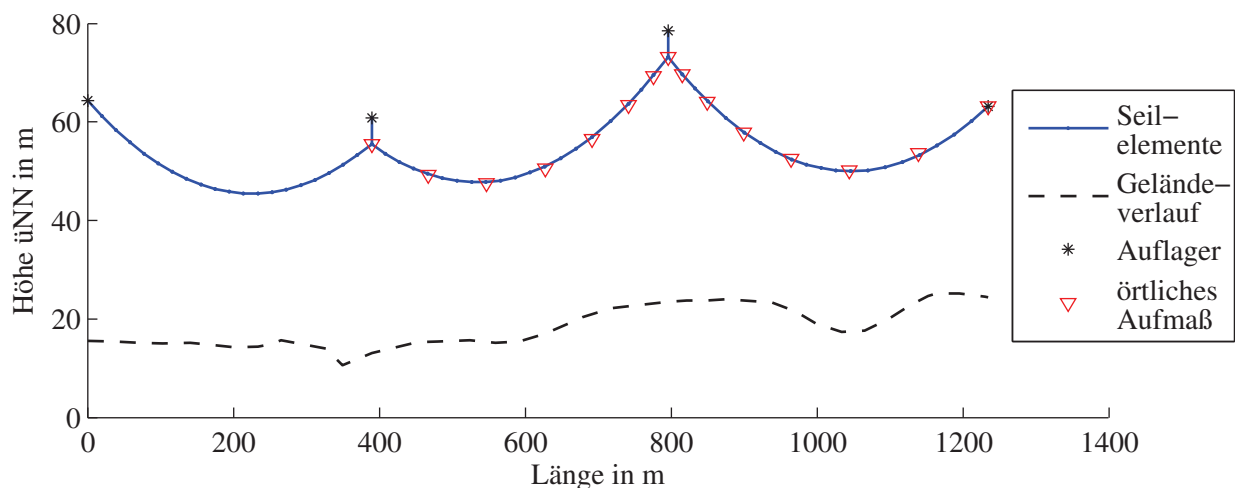


Abbildung 5.10: Abmessungen und Elementierung des Leitungsabschnitts (oberes Leiterseil) mit Vergleich des örtlichen Aufmaßes

sehr gut mit den Positionen aus dem örtlichen Aufmaß überein. Die Differenz beträgt maximal 0,40 m. Da bereits der Abstand der Teilleiter 40 cm beträgt und bei der Vermessung lediglich versucht werden konnte, die Mittelpunkte der Bündel anzupeilen, wird diese Abweichung als tolerabel erachtet.

5.4.2 Seilzugkräfte

Wie zuvor erwähnt, sind durch technische Probleme, Messungen der absoluten Seilzugkräfte in der Dauerüberwachung nicht möglich. Insbesondere zur Bewertung des nichtlinearen Verhaltens der Leiterseile ist eine Betrachtung der dynamischen Änderung der Seilzugspannungen von großem Interesse [Manu'68]. Hierin wurde an einem Versuchsseil festgestellt, dass die Seilzugspannung sich nur um wenige Prozent ändert während Windbelastung. Tatsächlich sind bei den Auswertungen der o. g. Ereignisse Schwingungen der Seilzugkräfte mit Variationskoeffizienten von bis zu 1 % festzustellen. Dies weist darauf hin, dass sich das mechanische System der Leiterseile während der Windbelastung nicht ändert. Seilzugspannung und Gewichtskräfte werden deshalb konstant während den Beobachtungen angenommen.

5.4.3 Ausschwingwinkel

Die Ausschwingwinkel der Isolatorketten am Tragmast T17 sind ein direktes Maß für die Belastung des Tragmasts durch Wind auf die Leiterseile. Mithilfe der angenommenen Gewichtskraft lässt sich nach Gleichung (5.2) die Windkraft ermitteln.

Die mittleren Windkräfte \bar{F}_W aller ausgewerteten Ereignisse sind in Tabelle 5.5 zusammengefasst.

Tabelle 5.5: Zusammenfassung der Windkräfte aus den Ereignissen

Ereignis	\bar{F}_W	$\max F_W$	σ_{F_W}
29.12.2011	3,90 kN	4,82 kN	0,27 kN
03.01.2012	3,55 kN	4,63 kN	0,33 kN
04.01.2012	2,81 kN	3,51 kN	0,21 kN
09.02.2012	3,62 kN	4,47 kN	0,20 kN
23.02.2012	2,82 kN	3,99 kN	0,25 kN
26.08.2012	2,30 kN	2,95 kN	0,17 kN
14.09.2012	2,58 kN	3,14 kN	0,18 kN
05.12.2013	4,65 kN	5,92 kN	0,37 kN
10.01.2015	2,96 kN	4,20 kN	0,32 kN

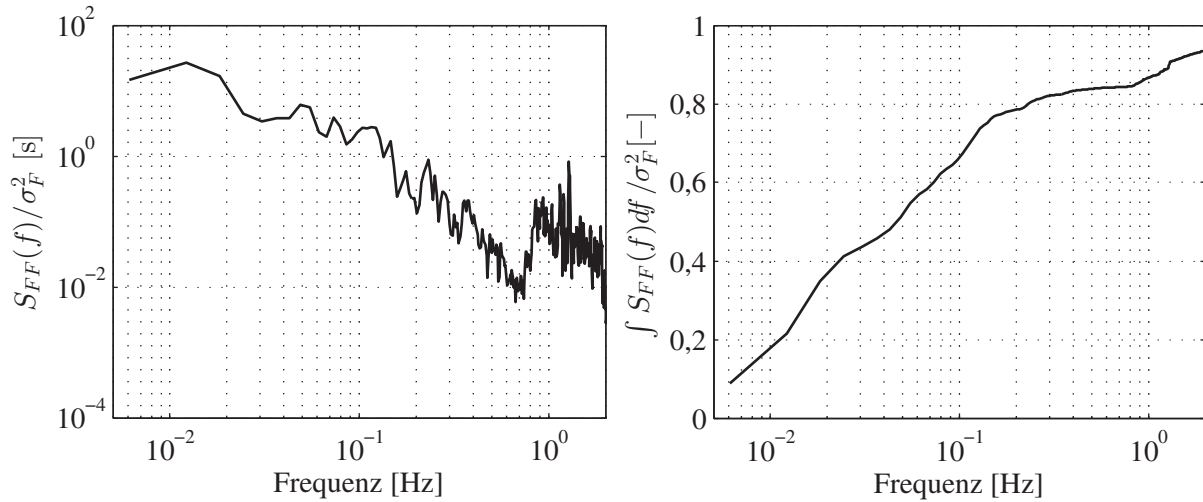


Abbildung 5.11: Autoleistungsdichtespektrum der Windkraft (links) und kumulierter Verlauf der Varianz über die Frequenz (rechts), Ereignis 29.12.2011

Die ebenfalls dargestellten Maxima der beobachteten Windkräfte $F_{W,\max}$ geben einen Hinweis auf die Volatilität der Bauwerksantwort. Der Variationskoeffizient σ_{F_W}/\bar{F}_W beträgt bis zu 10 % bei den hier ausgewerteten Ereignissen.

Eine Bewertung der fluktuierenden Windkraft anhand der maximalen Windkräfte und Standardabweichung allein lässt kaum Schlüsse zu, da nicht hervorgeht, welche mechanischen Eigenschaften welchen Beitrag liefern. Hier hilft eine Betrachtung der spektralen Leistungsdichte, wie in Abbildung 5.11 links dargestellt.

Anhand des Kraftspektrums ist bereits deutlich der hohe Energiegehalt im niederfrequenten Bereich zu erkennen. Obwohl hier auch die ersten Eigenfrequenzen der Seile zu erwarten sind, ist keine deutliche resonante Überhöhung zu erkennen. Bei rund 0,12 Hz lässt sich eine Spitze vermuten ebenso bei 0,24 Hz. Die relativ kleinen Spitzen, trotz einer breitbandigen Anregung, weist auf eine große Dämpfung der Seilschwingungen hin. Bei rund 1 Hz erkennt man die ersten Masteigenfrequenzen, die aufgrund der Messung des Ausschwingwinkels mit erfasst werden. Der Energiebeitrag dieser Frequenzen ist auffällig gering, wie es die Darstellung der kumulativen Varianz über das Frequenzband (Abbildung 5.11 rechts) zeigt. Das Frequenzband bis 0,1 Hz enthält bereits mehr als 50 % des Gesamtenergiegehalts, gemessen an der Varianz des Prozesses. Bis 1 Hz ist nahezu 90 % der Varianz erreicht. Dies lässt sich durchweg über alle betrachteten Ereignisse beobachten. Ein größerer Energieeintrag durch Berücksichtigung höherer Frequenzen wird nicht erwartet. Bestätigt wird diese Hypothese anhand der Betrachtung der Dehnungsmessungen am Mastfuß im Folgenden.

5.4.4 Eckstielkräfte am Mastfuß

Die an den vier Eckstielen des Tragmasts T17 angebrachten Dehnungsmessstreifen DMS liefern ein gutes Bild der dynamischen Mastantwort. Diese wird ebenfalls anhand der spektralen Leistungsdichteverteilung betrachtet. Hierfür werden die Spektren der vier DMS gemittelt dargestellt.

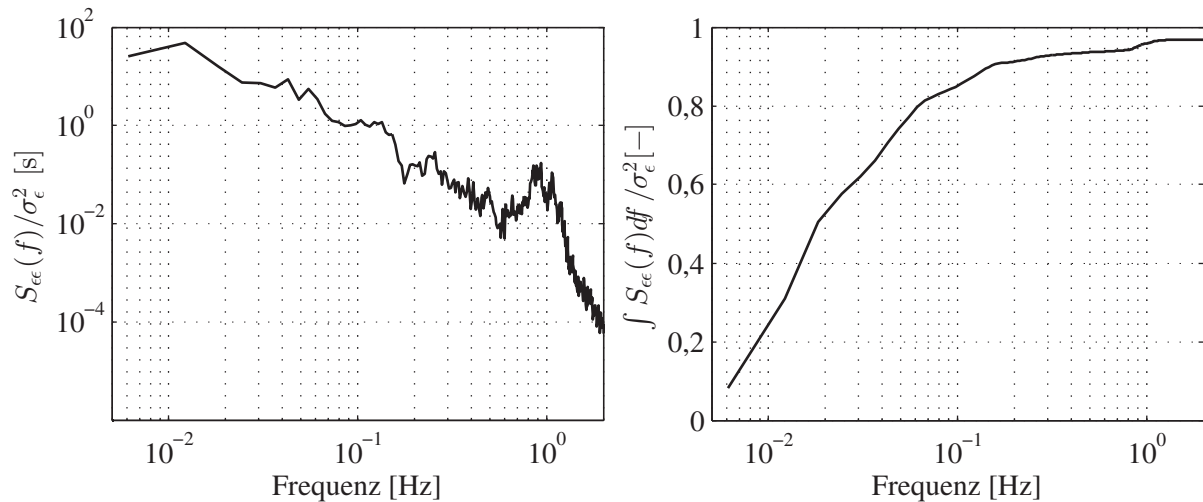


Abbildung 5.12: Mittleres Autoleistungsdichtespektrum der DMS (links) und mittlerer kumulierter Verlauf der Varianz über die Frequenz (rechts), Ereignis 29.12.2011

In Abbildung 5.12 links erkennt man wieder die ersten Eigenfrequenzen des Tragmasts bei rund 1 Hz. Die Seileigenfrequenzen sind stark gedämpft und erscheinen kaum im Spektrum. Die Darstellung der kumulierten Varianz zeigt, dass bereits unter 1 Hz ein Großteil der Energie des Gesamtprozesses enthalten ist. Durch alle ausgewerteten Ereignisse beträgt dieser Anteil stets über 95 % des Gesamtenergiegehalts. Die Betrachtung des Frequenzbands bis 2 Hz, also einschließlich der ersten Eigenfrequenzen der Masten wird demnach als ausreichend betrachtet.

6 Nichtlineare Berechnung von Freileitungsseilen unter Windeinwirkung

6.1 Modellierung des Tragwerks

6.1.1 Leiterseile

Die als Bündelleiter ausgeführten Leiterseile sind bereits in Kapitel 3.1.1 beschrieben worden. Sie werden mit äquivalenten Seilelementen modelliert, deren Formulierung abhängig der Kettenlinie auf *Jayaraman et al.* [Jaya'81] zurückgeht und im Folgenden eingehender beschrieben wird. Die mechanischen Angaben sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Tabelle 6.1: Zusammenfassung der geometrischen und mechanischen Seilparameter

<i>Al/St 265/35</i>	<i>A [mm²]</i>	<i>d [mm]</i>	<i>μ [kg/m]</i>	<i>E [N/mm²]</i>	<i>α_T [K⁻¹]</i>
4er Bündel	4·297,8	4·22,4	4·0,998	74.000	19,6·10 ⁻⁶

Die nichtlineare Elementformulierung berücksichtigt ausgehend von der Horizontalzugkraft H , bzw. der sich daraus nach Gleichung (4.10) ergebenden Elementlänge im unbelasteten Zustand l_0 , dem spezifischen Eigengewicht μ und der Dehnsteifigkeit EA des Seils, die Steifigkeitsmatrix des

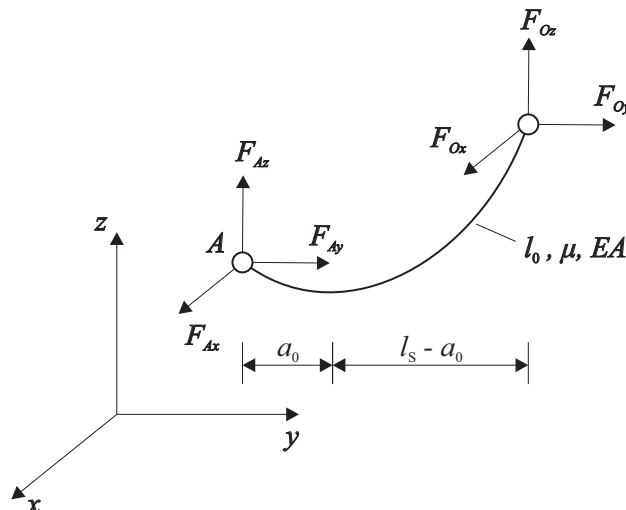


Abbildung 6.1: Dreidimensionales nichtlineares Seilelement zur Berücksichtigung der Kettenlinie zwischen den Elementknoten

Elements $\mathbf{K}_{e, \text{Seil}}$ [Karo'99].

Abbildung 6.1 zeigt die Knotenkräfte an einem Seilelement mit der dazwischen angenommenen Kettenlinie. Die Knotenkräfte werden iterativ solange angepasst, bis ein inneres Gleichgewicht erreicht ist [Thai'11]. Die Elementsteifigkeit ergibt sich aus den Knotensteifigkeiten \mathbf{K} , die sich wiederum aus der inversen der diagonalsymmetrischen Flexibilitätsmatrix \mathbf{F} ergeben.

$$\mathbf{K}_{e, \text{Seil}} = \begin{bmatrix} -\mathbf{K} & \mathbf{K} \\ \mathbf{K} & -\mathbf{K} \end{bmatrix} \quad (6.1)$$

mit $\mathbf{K} = \mathbf{F}^{-1} = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} & f_{13} \\ & f_{22} & f_{23} \\ \text{sym} & & f_{33} \end{bmatrix}^{-1}$

mit $f_{11} = -\left(\frac{l_0}{EA} + \frac{1}{\mu g} \ln\left(\frac{T_O + F_{Oz}}{T_A - F_{Az}}\right)\right) + \frac{F_{Ay}^2}{\mu g} \left(\frac{1}{T_O (T_A - F_{Az})} - \frac{1}{T_O (T_O + F_{Oz})}\right)$

$$f_{12} = \frac{F_{Ay} F_{Ax}}{\mu g} \left(\frac{1}{T_A (T_A - F_{Az})} - \frac{1}{T_O (T_O + F_{Oz})}\right)$$

$$f_{13} = \frac{F_{Ay}}{\mu g} \left(\frac{1}{T_O} - \frac{1}{T_A}\right)$$

$$f_{22} = -\left(\frac{l_0}{EA} + \frac{1}{\mu g} \ln\left(\frac{T_O + F_{Oz}}{T_A - F_{Az}}\right)\right) + \frac{F_{Ax}^2}{\mu g} \left(\frac{1}{T_A (T_A - F_{Az})} - \frac{1}{T_O (T_O + F_{Oz})}\right)$$

$$f_{23} = \frac{F_{Ax}}{\mu g} \left(\frac{1}{T_O} - \frac{1}{T_A}\right)$$

$$f_{33} = -\frac{l_0}{EA} - \frac{1}{\mu g} \left(\frac{F_{Oz}}{T_O} + \frac{F_{Az}}{T_A}\right)$$

$$T_A = \sqrt{F_{Ax}^2 + F_{Ay}^2 + F_{Az}^2}$$

$$T_O = \sqrt{F_{Ox}^2 + F_{Oy}^2 + F_{Oz}^2}$$

$$F_{Ox} = -F_{Ax}$$

$$F_{Oy} = -F_{Ay}$$

$$F_{Oz} = -F_{Az} + \mu g l_0$$

Der innere Kraftvektor ergibt sich als $\mathbf{F}_{\text{int}} = [F_{Ax} \ F_{Ay} \ F_{Az} \ F_{Ox} \ F_{Oy} \ F_{Oz}]^T$.

Die Masse wird als konstant über die unbelastete Seillänge l_0 und in den Elementknoten konzentriert angenommen. Somit ergibt sich die Massenmatrix des Elements $\mathbf{M}_{e, \text{Seil}}$ als Diagonalmatrix.

$$\mathbf{M}_{e, \text{Seil}} = \frac{\mu l_0}{2} \begin{bmatrix} 1 & & \\ & 1 & \\ & & 1 \end{bmatrix} \quad (6.2)$$

Diese kettenlinienförmige Elementformulierung wurde bereits in zahlreichen Arbeiten anhand verschiedener Strukturen und Modellen bzw. Versuchen validiert [Andr'06, Thai'11, Yang'10].

Im Folgenden soll die Abbildung der dynamischen Eigenschaften überprüft werden. Untersucht wird ein horizontal gespanntes Seil mit der Spannweite $l_s = 400$ m und einem Durchhang $f = 19$ m, entsprechend einer Horizontalzugkraft $H = 41.654$ N [Sten'14] und einer unbelasteten Seillänge $l \approx 402$ m. Als Vergleich der numerischen Ergebnisse dient die lineare Theorie von *Irvine et al.* [Irvi'74]. Wichtigster Parameter hierin ist der sog. *Irvine*-Parameter λ^2 entsprechend Gleichung (6.3), mit den geometrischen Parametern des Seils im Zähler und den materiellen im Nenner. Für sehr kleine Werte von λ^2 entspricht das mechanische Verhalten des Seils dem einer mechanischen Saite. Hingegen für sehr große $\lambda^2 \rightarrow \infty$ spricht man von einem schlaffen, dehnstarren Seil [Pete'96]

$$\lambda^2 = \frac{(\mu g l_s / H)^2 l_s}{H l / EA} \quad (6.3)$$

Für das untersuchte Modell ergibt sich $\lambda^2 = 300$. Im Allgemeinen lässt sich zeigen, dass dieser Wert nur die symmetrischen und der damit einhergehenden modalen Änderung der Seilzugspannung beeinflusst. Für die antisymmetrischen Eigenformen hat dieser Wert keinen Einfluss, aufgrund des Knotens in Feldmitte und dadurch keiner Erhöhung der Seilzugspannung. Die Bewegungsgleichung der symmetrischen Eigenformen lässt sich umformen auf Gleichung (6.4) [Irvi'74], worin der Parameter βl_s die jeweilige vertikale modale Komponente beschreibt.

$$\tan\left(\frac{1}{2}\beta l_s\right) = \frac{1}{2}\beta l_s - \frac{4}{\lambda^2}\left(\frac{1}{2}\beta l_s\right)^3 \quad (6.4)$$

Nimmt man den Wert $\lambda^2 \rightarrow \infty$ und ein Verhältnis von $f/l_s < 1/8$ an, lassen sich nach linearer Theorie die Eigenfrequenzen ω in Seilebene, antisymmetrisch (a) und symmetrisch (s) nach Gleichung (6.5)-(6.8) bestimmen.

$$\omega_{n,a} = \frac{2\pi n}{l_s} \sqrt{\frac{H}{\mu}} \quad (6.5)$$

$$\omega_{1,s} = \frac{2,86\pi}{l_s} \sqrt{\frac{H}{\mu}} \quad (6.6)$$

$$\omega_{2,s} = \frac{4,92\pi}{l_s} \sqrt{\frac{H}{\mu}} \quad (6.7)$$

$$\omega_{n,s} = \frac{(2n+1)\pi}{l_s} \sqrt{\frac{H}{\mu}} \quad (6.8)$$

Im Fall des untersuchten Modells mit $\lambda^2 = 300$ ergeben sich die ersten drei modalen Komponenten $(\beta l_s)_1 = 2,81\pi$, $(\beta l_s)_2 = 4,70\pi$ und $(\beta l_s)_3 = 7,09\pi$ ähnlich der Annahme eines starren Seils. Tabelle 6.2 stellt der entsprechend der linearen Theorie bestimmten Eigenfrequenzen, die Eigenfrequenzen der numerischen Modelle mit 10, 20 und 50 Elementen gegenüber durch Lösung des Eigenwertproblems gemäß Gleichung (6.9) mit den n Eigenkreisfrequenzen ω_n und Eigenvektoren ϕ_n nach iterativer Bildung der statischen Lösung.

$$(\mathbf{K} - \omega_n^2 \mathbf{M})\phi_n = 0 \quad (6.9)$$

Damit ergeben sich die Eigenvektoren als Verschiebungsvektoren um die statische Ruhelage. Die numerische Lösung des Eigenwertproblems in Seilebene ergibt die in Abbildung 6.2 dargestellten Eigenformen für das Modell mit 50 Elementen.

Wie zu erkennen, gehört zur ersten Eigenfrequenz in Seilebene eine antimetrische Eigenform. Dies zeigt den sog. *modal crossover* [Drey'04]. Ab 20 Elementen kann kaum eine Veränderung mehr der bestimmten ersten Eigenfrequenzen festgestellt werden. Lediglich höhere Frequenzen werden erwartungsgemäß durch eine feinere Elementierung besser abgebildet.

Die insbesondere für die vorliegende Arbeit wichtigen Eigenfrequenzen aus der Seilebene werden von allen Modellen gleichermaßen gut wiedergegeben in Übereinstimmung mit Gleichung (6.10) [Irvi'74].

Tabelle 6.2: Eigenfrequenzen in Seilebene, antimetrisch (a) und symmetrisch (s) nach linearer Theorie [Irvi'74] und numerischen Modellen

Eigen- frequenz i ω_i [rad/s]	Theorie		Modell (10 Elemente)		Modell (20 Elemente)		Modell (50 Elemente)	
	a	s	a	s	a	s	a	s
1	1,59		1,56		1,58		1,59	
2		2,25		2,18		2,23		2,24
3	3,14		2,99		3,14		3,19	
4		3,77		3,98		3,68		3,75
5	4,71		4,84		4,62		4,77	
6		5,69		5,02		5,37		5,62

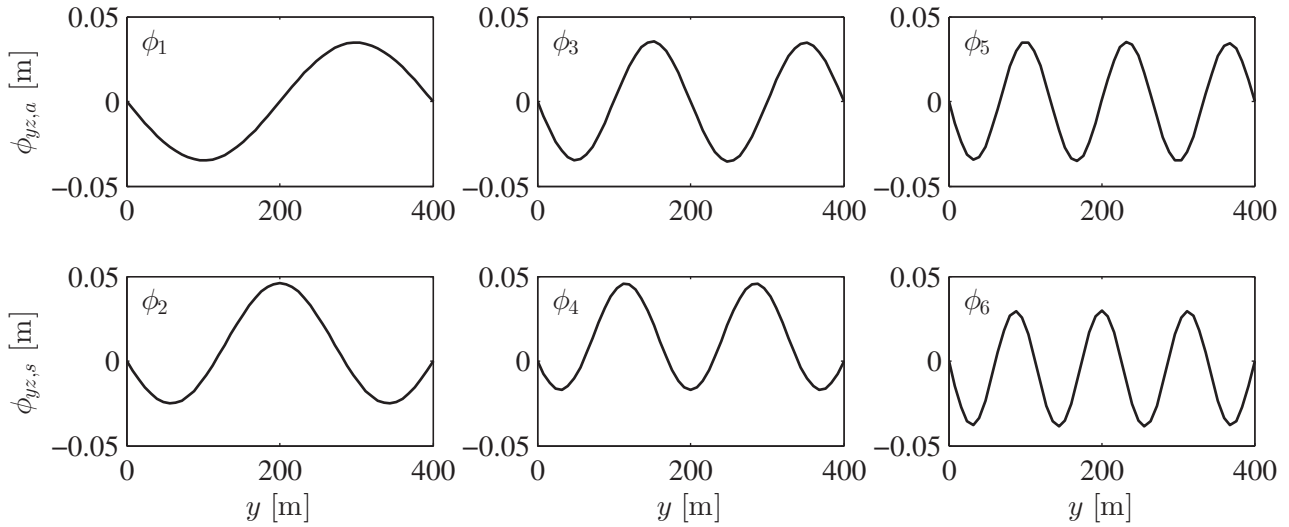


Abbildung 6.2: Eigenvektoren der ersten sechs Eigenfrequenzen entsprechend Gleichung (6.9)

$$\omega_n = \frac{n\pi}{l_s} \sqrt{\frac{H}{\mu}} \quad (6.10)$$

6.1.2 Isolatoren

Die Isolatorketten an den Tragmasten sind sog. Doppelketten, bestehend aus jeweils zweimal drei Isolationselementen aus Keramik [DIN'75], die gelenkig miteinander verbunden sind. Die Abspannketten sind als Dreifachketten ausgeführt, wie in Abbildung 6.3 dargestellt.

Die Längen der Ketten sind im Trassenplan [VEAG'92] angegeben und durch ein örtliches Aufmaß überprüft, wie in Tabelle 6.3 angegeben. Der mechanische Einfluss der Abspannketten auf das

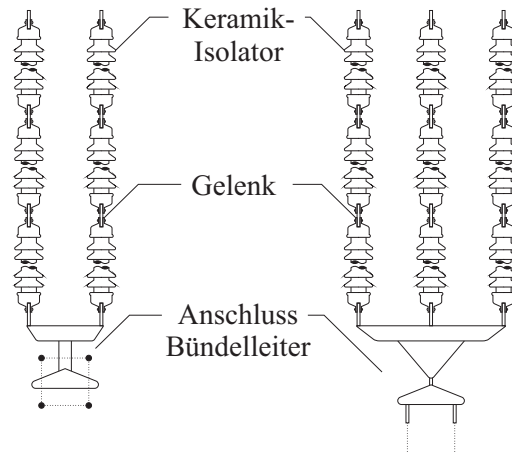


Abbildung 6.3: Isolatoren der Doppelketten am Tragmast (links) bzw. Dreifachketten am Abspannmast (rechts)

Tabelle 6.3: Zusammenfassung der geometrischen und mechanischen Parameter der Isolatorketten am Tragmast

l_1 [m]	d_1 [mm]	EA_1 [N]	μ_1 [kg/m]
5,30	100	$18,5 \cdot 10^8$	29,4

Tragverhalten am Tragmast wird als vernachlässigbar erachtet, deshalb wird auf eine Modellierung verzichtet.

Aufgrund der hohen Vorspannung der Tragketten durch das Eigengewicht der Leiterseile sowie der eingebauten Gelenke, werden die Doppelketten als Seile mit äquivalenten Durchmesser d_1 , Dehnsteifigkeit EA_1 und Wichte μ_1 modelliert. Der sich dadurch ergebende Fehler hinsichtlich des Materialverhaltens wird als vernachlässigbar erachtet. Es wird hingegen davon ausgegangen, dass die geometrischen Nichtlinearitäten aufgrund der großen Verschiebungen das mechanische Verhalten im Wesentlichen beeinflussen.

6.1.3 Auflagerpunkte

Die Stahlgittermasten sind in sog. Donauanordnung ausgeführt, deren beide Stromkreise bestehend aus jeweils drei Phasen in einem Dreieck angeordnet sind. Zu unterscheiden sind Trag- und Abspannmasten, die sich in ihrer Funktion und Ausführung unterscheiden. Abspannmasten führen alle Seilzugkraftkomponenten ab, die Tragmasten dienen lediglich zur Aufnahme der vertikalen und lateralen Lasten. Somit sind die Abspannmasten meist gedrungener und steifer ausgeführt als die Tragmaste. Die Gitterkonstruktion besteht aus Winkelprofilen aus Baustahl St 52 (entspricht S355).

Eine Kopplung zwischen den Tragmasten und den Leiterseilen ist aufgrund des Faktors 10 zwischen den ersten Eigenfrequenzen beider Systeme nicht zu erwarten. Dennoch ist insbesondere die erste Biegeeigenfrequenz der Masten bei rund 1 Hz deutlich im Antwortspektrum der Leiterseile wiederzufinden, s. Kapitel 5.4.3. Vereinfachend werden die Auflagerpunkte an den Masten mithilfe von äquivalenten Masse-Feder-Systemen modelliert, siehe Abbildung 6.4. Eine Wirkung der Leiterseile auf die dynamische Mastantwort ist hingegen erwartungsgemäß vorhanden [Yasui'99], aller-

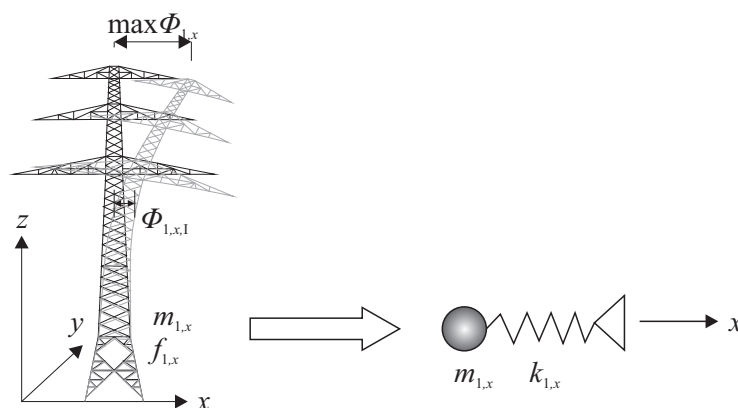
**Abbildung 6.4:** Skizze zur Beschreibung der Modellierung der Auflagerpunkte

Tabelle 6.4: Zusammenfassung der modalen Größen zur Mastmodellierung

Mast	$f_{1,x}$ [Hz]	$k_{1,x}$ [kNm]	$\max \phi_{1,x}$ [m]	$\phi_{1,x,I}$ [m]
T16	1,11	0,05114	0,0148	0,0053
T17	1,05	0,04309	0,0137	0,0057
WA18	1,52	0,09286	0,0115	0,0037

dings nicht Bestandteil dieser Arbeit.

Die notwendigen Annahmen zu den modalen Größen sind einer anderen Arbeit zur Untersuchung der Gesamtstruktur Leiterseil-Tragmast und deren Kopplung [Dua'12] entnommen.

Berücksichtigt wird lediglich die Bewegung in Wind- und senkrecht zur Leitungsrichtung. Die modale Masse $m_{1,x}$ ergibt sich aus der Eigenfrequenz $f_{1,x}$ und der modalen Steifigkeit $k_{1,x}$ gemäß Gleichung (6.11). Die in der Voruntersuchung bestimmten Werte sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst.

$$m_{1,x} = \frac{k_{1,x}}{(2\pi f_{1,x})^2} \quad (6.11)$$

Die bestimmten modalen Steifigkeiten sind auf die modale Masse normiert. Um die generalisierte Steifigkeit k_{gen} in Leiterseilhöhe zu erhalten, wird mithilfe der maximalen Verschiebung $\max \phi_{1,x}$ sowie der Verschiebung auf Höhe der unteren Traverse $\phi_{1,x,I}$ nach Gleichung (6.12) umgerechnet.

$$k_{\text{gen}} = \frac{k_{1,x}}{\max \phi_{1,x}^2} \cdot \frac{\phi_{1,x,I}}{\max \phi_{1,x}} \quad (6.12)$$

6.1.4 Gesamtmodell

Das gesamte Modell umfasst einen kompletten Abspannabschnitt, d. h. drei Seilfelder zwischen den identischen Abspannmasten WA15 und WA18 und über zwei Tragmasten T16 und T17, s. Abbildung 6.5.

Die wichtigsten Abmessungen sind in Tabelle 6.5 zusammengefasst. Diese und weitere Größen, wie z. B. Geländeverlauf zur Bestimmung der absoluten Höhe über dem Gelände sind dem Trassenplan entnommen [VEAG'92].

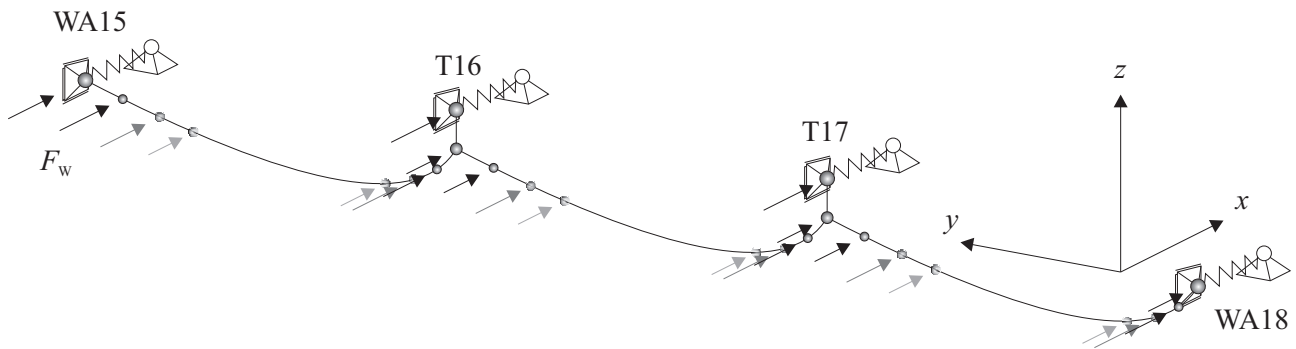


Abbildung 6.5: Modellierung einer Phase des Abspannabschnitts mit Bündelleiter und Isolatorketten als äquivalentes Einzelseil und Masten als äquivalente Masse-Feder-Systeme

Unter Vernachlässigung der Erdseile, die aus einem Einzelleiter bestehen und unter Annahme von vollständiger Korrelation der Windkräfte auf die insgesamt sechs Phasen bzw. Leiterseile an jedem Mast, wird davon ausgegangen, dass das Modell 1/6 der Gesamtstruktur repräsentiert. Aus diesem Grund werden auch nur 1/6 der generalisierten Größen der Masten im Modell angesetzt. Da der Einfluss der Masten die dynamischen Eigenschaften der Seilfelder als vernachlässigbar angenommen wird, wird auch eine Kopplung der insgesamt sechs an die Tragmasten angeschlossenen Leiterseile untereinander als unbedeutend erachtet. Ein Einfluss der Leiterseile auf die dynamischen Masteigenschaften wiederum ist sehr wohl zu erwarten.

Die Isolatoren werden jeweils mit einem Element abgebildet. Jedes Seilfeld zwischen je zwei Stützpunkten, auch Spannungsfeld genannt, wird in gleich viele Elemente unterteilt, die Anzahl wird anhand der bisherigen Erkenntnisse bestimmt. Einerseits wird durch die Wahl der Anzahl der Elemente, das dynamische Verhalten, d. h. in erster Linie die Wiedergabe der Eigenformen beeinflusst, andererseits wird damit auch das Raster der punktuellen Windbelastung festgelegt. Entsprechend den Ergebnissen aus Kapitel 6.1.1 werden 20 Elemente je Seilfeld gewählt. Bei der Festlegung der Modellknoten wird darauf geachtet, dass die vorhandenen Messpunkte durch jeweils einen Knoten repräsentiert werden. Dadurch ergeben sich leicht unterschiedliche Elementlängen. Für die gewählte Anzahl der Elemente von 20 Stück je Seilfeld beträgt die Elementlänge rund 20 m.

Durch Assemblierung der Systemmatrizen [Bathe'82] werden Steifigkeits- und Massenmatrix, sowie der innere Kraftvektor gebildet. Die statische Lösung des Systems unter Eigengewicht wird

Tabelle 6.5: Zusammenfassung der wichtigsten Abmessungen des Abspannabschnitts

Seilfeld i	Masten	Feldlänge L_i	Höhendifferenz Δh_i
1	WA15-T16	389,5 m	-10,3 m
2	T16-T17	406,5 m	17,8 m
3	T17-WA18	439 m	-8,9 m

durch Iteration mit der *Newton-Raphson*-Methode [Szil'82] bis zu einer Toleranzgrenze von 1 mm erreicht. Dabei ist das Residuum R , der Fehler der statischen Lösung in jedem Iterationsschritt k aus der *Jacobi*-Matrix J und dem Verschiebungsvektor X zu bestimmen.

$$R^k(X^k) = K^k X^k - F_{int}^k \quad (6.13)$$

$$R^{k+1}(X^k) = J \Delta X^k \quad (6.14)$$

mit $J = \frac{\delta R^k}{\delta X^k} = K^k - \frac{\delta F_{int}^k}{\delta X^k}$ (6.15)

Vereinfachend wird die Verschiebungsabhängigkeit des Kraftvektors vernachlässigt [Karo'98], somit ergibt sich in jedem Iterationsschritt eine Korrektur der Verschiebung ΔX^k durch Umstellung von Gleichung (6.14).

$$\Delta X^k = -J^{-1} R^{k+1}(X) \quad (6.16)$$

Die sich somit ergebende statische Gleichgewichtslage stimmt sehr gut mit der theoretischen Kettenlinie des Seils überein.

Die dynamischen Eigenschaften des Gesamtmodells lassen sich anhand des Eigenwertproblems des ungedämpften Systems in der Ruhelage beschreiben. Die Lösung ist in Tabelle 6.6 angegeben zusammen mit den an der Eigenform beteiligten Seilfeldern und der Richtung der Auslenkung. Die beiden Isolatoren der Tragmasten werden je nach Auslenkung der Seilfelder in gleicher oder entgegengesetzter Richtung mit ausgelenkt oder bilden einen Knoten. Zur Veranschaulichung sind die Eigenformen der ersten sechs Eigenfrequenzen in Anhang C dargestellt.

Aufgrund der Auslenkung und dem damit verbundenen Steifigkeitszuwachs verschieben sich die Eigenfrequenzen gleichmäßig nach oben. Die Eigenformen bleiben jedoch unverändert. Der Zuwachs beträgt z. B. für eine angenommene statische Auslenkung am Isolator am Tragmast T17

Tabelle 6.6: Eigenfrequenzen und Eigenformen aus Eigenwertanalyse der statischen Ruhelage

Mode n	f_n [Hz]	horizontal	vertikal	Isolatoren
1	0,121	alle Seilfelder	kein Seilfeld	beide
2	0,129	alle Seilfelder	kein Seilfeld	T16
3	0,143	alle Seilfelder	alle Seilfelder	keiner
4	0,242	alle Seilfelder	kein Seilfeld	beide
5	0,258	alle Seilfelder	alle Seilfelder	T16
6	0,285	alle Seilfelder	Seilfeld 1 und 2	keiner

$\bar{\phi}_1 \approx 45^\circ$ rund 25 % für alle, in Tabelle 6.6 betrachteten Eigenfrequenzen.

6.2 Windfeldgenerierung

6.2.1 Wellenüberlagerung nach *Shinozuka*

Es existiert eine Reihe von Methoden, zufällige Zeitreihen mit einer vorgegebenen zeitlichen und räumlichen Korrelation zu erzeugen. Einen Überblick und Vergleich der Methoden gibt z. B. *Mann* [Mann'98]. Für die vorliegende Anwendung wird der Wellenüberlagerungsmethode nach *Shinozuka et al.* [Shin'72] der Vorzug gegeben. Hierfür finden sich zahlreiche Arbeiten, die die Grundlage bilden sollen, um gemessene Windzeitreihen in die Generierung einzubinden. Nach bisheriger Erkenntnis wurden hierbei lediglich die statistischen Parameter gemessener oder vorgegebener Windfelder verwendet, um zufällige Windzeitreihen zu generieren [Wang'94].

Eine Weiterentwicklung im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll es ermöglichen, die gemessenen Windzeitreihen nicht nur anhand ihrer spektralen Eigenschaften, sondern auch im Zeitbereich wiederzugeben. In den bisherigen Arbeiten zur Generierung von Windfeldern wurden zufällige Zeitreihen mit definierten spektralen Eigenschaften, z. B. entsprechend normativen Vorgaben oder Beobachtungen erzeugt. Eine Übereinstimmung von generierten Windzeitreihen mit Messungen des natürlichen Winds im Zeitbereich wurde soweit bekannt nicht angestrebt. Hier soll die vorliegende Arbeit anknüpfen.

Im Allgemeinen wird das Windfeld durch seine Spektralmatrix \mathbf{S} abgebildet. Auf den Diagonalen befinden sich die Spektralmatrizen der drei Turbulenzkomponenten. Auf den Nebeneinträgen befinden sich deren Kreuzmatrizen, wie in Gleichung (6.17) gegeben.

Die laterale Turbulenzkomponente wird für den vorliegenden Anwendungsfall von vornherein als irrelevant für die betrachtete Struktur erachtet. Die Kohärenz zwischen den horizontalen Turbulenzkomponenten ist ohnehin vernachlässigbar [Peil'96]. Die vertikale Turbulenz kann, je nach Konfiguration des Seils einen Einfluss haben. Demnach spielt auch abhängig von Spannweite und verwendetem Leiter auch die Korrelation zwischen der vertikalen und longitudinalen Turbulenzkomponente eine Rolle. Durch eine Grenzbetrachtung kann gezeigt werden, dass für das vorliegende Beispiel einer Freileitung, selbst eine angenommene vollständige Korrelation zwischen vertikaler und longitudinaler Turbulenzkomponente unter der Annahme, dass $I_w = 0,5 I_u$ [Sola'01] keinen Einfluss auf die statistischen Parameter der Auflagerkraft haben. Aus diesem Grund wird, wie auch in anderen Arbeiten [Laro'97] eine mögliche Korrelation zwischen vertikaler und horizontaler Turbulenz vernachlässigt. Formel (6.17) lässt sich demnach wie dargestellt vereinfachen, was den Rechenaufwand stark verringert. Kreuzspektrale Betrachtungen, insbesondere zwischen der longitudinalen und vertikalen Windgeschwindigkeitskomponente sind z. B. bei *Kaimal et al.* [Kaim'72] zu finden.

$$\mathbf{S}(f) = \begin{bmatrix} \mathbf{S}_u & \mathbf{S}_{uv} & \mathbf{S}_{uw} \\ \mathbf{S}_{vu} & \mathbf{S}_v & \mathbf{S}_{vw} \\ \mathbf{S}_{wu} & \mathbf{S}_{wv} & \mathbf{S}_w \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \mathbf{S}_u & 0 \\ 0 & \mathbf{S}_w \end{bmatrix} \quad (6.17)$$

Für die vorliegende linienförmige Struktur bietet es sich an, das Windfeld für ein zweidimensionales Raumgitter zu generieren und später mit Hilfe der *Taylor-Hypothese* gemäß Gleichung (6.24) die Koordinate in Windrichtung zu berücksichtigen. Daher wird für n Gitterpunkte, entsprechend den Knotenpunkten des Modells im statischen Zustand das Windfeld generiert. Die Spektren der Turbulenzkomponenten \mathbf{S}_k lassen sich selbst wieder durch die Auto- und Kreuzleistungsdichten zwischen den Knoten $i \in [1 \dots n]$ und $j \in [1 \dots n]$ darstellen, s. Gleichung (6.18).

$$\mathbf{S}_u(f) = \begin{bmatrix} S_{k_1 k_1}(f) & S_{k_1 k_2}(f) & \dots & S_{k_1 k_n}(f) \\ S_{k_2 k_1}(f) & S_{k_2 k_2}(f) & \dots & S_{k_2 k_n}(f) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ S_{k_n k_1}(f) & S_{k_n k_2}(f) & \dots & S_{k_n k_n}(f) \end{bmatrix} \quad (6.18)$$

Die Autoleistungsdichten werden durch das *von Kármán*-Spektrum für longitudinale und ein Spektrum nach *Busch* und *Panofsky* [Busch'68, Holm'07] für die vertikale Turbulenz bestimmt, siehe Gleichung (6.19) bis (6.22). Die Kreuzspektren ergeben sich gemäß der Definition der Kohärenz und der Beschreibung der Kohärenz nach *Davenport*, Gleichung (6.23).

$$\frac{f S_{uu}}{\sigma_u^2} = \frac{4 \lambda_0}{(1 + 70,8 \lambda_0^2)^{5/6}} \quad (6.19)$$

mit $\lambda_0 = \frac{f L_{ux}}{\bar{u}}$ (6.20)

$$\frac{f S_{ww}}{\sigma_w^2} = \frac{2,15 \lambda_0}{1 + 11,16 \lambda_0^{5/3}} \quad (6.21)$$

mit $\lambda_0 = \frac{f z}{\bar{u}}$ (6.22)

$$\gamma_{k_i k_j}(f) = \frac{|S_{k_i k_j}(f)|}{\sqrt{S_{k_i k_i}(f) S_{k_j k_j}(f)}} = \exp\left(\frac{-2 f \sqrt{C_{ky} \Delta y^2 + C_{kz} \Delta z^2}}{\bar{u}_i + \bar{u}_j}\right) \quad (6.23)$$

Zur Berücksichtigung der x -Koordinate in Windrichtung, die durch die Verschiebung des Seilfelds unter Windbelastung hervorgerufen wird, wird die *Taylor-Hypothese* von der eingefrorenen Turbulenz angewendet [Tayl'38]. Dadurch wird von einer vollständigen longitudinalen Kohärenz unabhängig vom horizontalen Abstand in Windrichtung ausgegangen.

$$u_i(x_{i,t} + \Delta x_i) = u_i(x_{i,t-\Delta t}) \quad (6.24)$$

Tabelle 6.7: Zusammenfassung der verwendeten Abklingfaktoren

C_{uy}	C_{uz}	C_{wy}	C_{wz}
11 [*]	10 [°]	11 ⁺	3 [◇]
Quellen: [*] [Wang'94]; [°] [Tell'98]; ⁺ [Kris'79]; [◇] [Sola'01]			

mit
$$\Delta t_i = \frac{\Delta x_i}{\bar{u}_i} \quad (6.25)$$

Auf die Problematik der Ermittlung der Abklingkonstanten wurde bereits eingegangen und eigene Untersuchungen angestellt. Dennoch erfordert die Untersuchung im Zeitbereich eine Festlegung der Werte. *Solari et al.* [Sola'01] gibt eine Zusammenfassung über eine große Anzahl von Untersuchungen, deren Ergebnis die große Streubreite aufzeigt. Die hier gewählten Werte bilden eine Auswahl verschiedener Untersuchungen und sind in Tabelle 6.7 zusammengefasst. Für den späteren Vergleich mit den Beobachtungen werden die Ergebnisse der lateralen Abklingfaktoren C_{uy} aus den eigenen Untersuchungen herangezogen.

Ferner ist bei der Generierung des Windfelds für die Anwendung auf ein FE-Modell darauf zu achten, dass die Aufbringung der äußeren Windkräfte in den Elementknoten von einer vollständigen Korrelation über die Lasteinzugslängen ausgeht. Um eine Überschätzung der Korrelation zu vermeiden, lässt sich eine minimale Elementlänge l angeben [Deno'05].

$$l \leq \frac{2 \bar{u}}{C_{uy} f} \quad (6.26)$$

Um das Frequenzband bis mindestens 1 Hz adäquat wiederzugeben, würde dies für eine mittlere Windgeschwindigkeit $\bar{u} = 25$ m/s und einen Abklingfaktor $C_{uy} = 11$ eine Elementlänge $l \leq 4,5$ m erfordern. *Clobes* [Clob'08] zeigt eine alternative Berücksichtigung der unvollständigen Kohärenz über die Elementlängen anhand sog. Knoteneinflussfunktionen J_{ij} (*joint acceptance functions*). Hierbei wird der Kohärenzabfall im Frequenzbereich berücksichtigt, indem die Spektren mit diesen Korrekturfunktionen modifiziert werden. Für die programmtechnische Umsetzung werden, basierend auf der analytischen Lösung der Kohärenzfunktion nach *Davenport* und der Anwendung auf ein Balkenelement, vereinfachend die angenäherten Knoteneinflussfunktionen für die spektrale Auto- und Kreuzleistungsdichte entsprechend Gleichung (6.27) und (6.28) gegeben.

$$|J_{ii}(f)|^2 = \begin{cases} \frac{2}{\lambda_l^2} (\lambda_l - 1 + e^{-\lambda_l}), & \lambda_l > 0 \\ 1, & \lambda_l = 0 \end{cases} \quad (6.27)$$

$$\text{und} \quad |J_{ij}(f)|^2 = \begin{cases} \frac{1,9}{\lambda_l + 1,4}, & \lambda_l \geq 0,5 \\ 1, & 0 < \lambda_l < 0,5 \end{cases} \quad (6.28)$$

$$\text{mit} \quad \lambda_l = \frac{C_{uy} f l}{\bar{u}}$$

Für die Lasteinzugslänge und die mittlere Windgeschwindigkeit wird der Mittelwert von l_i und l_j bzw. \bar{u}_i und \bar{u}_j gewählt. Der Verlauf beider Knoteneinflussfunktionen ist zur Veranschaulichung in Abbildung 6.6 für $C_{uy} = 11$, $l = 20$ m und $\bar{u} = 10$ m/s dargestellt.

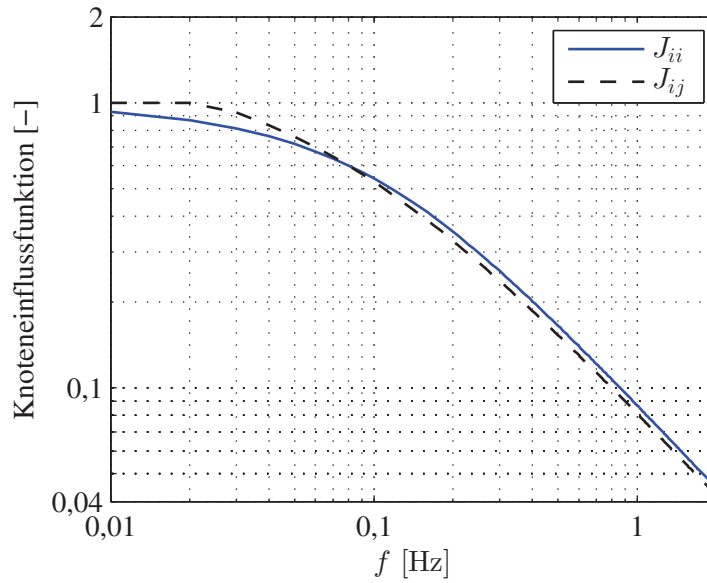


Abbildung 6.6: Knoteneinflussfunktionen zur Berücksichtigung des Kohärenzabfalls über die Elementlänge

Die nicht modifizierte Spektraldichtematrix ist hermitesch [Wang'94], da die Kreuzspektren komplex sind. Der Phasenwinkel ψ_{ij}^S ergibt sich gemäß Gleichung (6.29).

$$\psi_{ij}^S(f) = \text{atan} \frac{\Im\{S_{ij}(f)\}}{\Re\{S_{ij}(f)\}} \quad (6.29)$$

Eine getrennte Betrachtung der Phasenwinkel der Kreuzspektren und die Anwendung der Kohärenz nach *Davenport* führt zu reell symmetrischen Spektraldichtematrizen, welche sich mithilfe der *Cholesky*-Zerlegung in die untere Dreiecksmatrix \mathbf{H} zerlegen lassen.

$$\mathbf{S}(f) = \mathbf{H}(f) \mathbf{H}^*(f)^T \quad (6.30)$$

mit
$$\mathbf{H}(f) = \begin{bmatrix} H_{11}(f) & 0 & \cdots & 0 \\ H_{21}(f) & H_{22}(f) & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ H_{n1}(f) & H_{n2}(f) & \cdots & H_{nn}(f) \end{bmatrix}$$

Durch die Modifizierung der Spektraldichtematrix, welche insbesondere für niedrige Frequenzen die Einträge der Hauptdiagonale stärker verringert als die Nebeneinträge, erhält man eine nicht positiv definite Matrix, was zu Fehlern in der *Cholesky*-Zerlegung [Zurm'64] führt. Dasselbe Problem kann auch die Ursache von vollständiger Korrelation zwischen zwei Punkten haben [Aas'01]. Eine ungeeignete Reihenfolge der Gitterpunkte führt z. B. dazu, dass die Nebendiagonaleinträge nicht stetig abnehmen mit zunehmenden Abstand von der Hauptdiagonale (s. a. Abbildung 6.7) und damit denselben Effekt haben.

Sehr leicht und einfach zu automatisieren lässt sich dies lösen, indem man eine Eigenwertzerlegung der Spektraldichtematrix durchführt, die negativen Eigenwerte inklusive der zugehörigen Zeilen und Spalten der Eigenvektoren streicht und schließlich wieder zusammenführt [Clob'08]. Der Fehler, den man hierbei begeht, also der Unterschied zwischen der ursprünglichen und der erhaltenen positiv definiten Matrix ist abhängig von der Anzahl der negativen Eigenwerte und ihrem Betrag. Für eine relativ geringe Anzahl und einen relativ geringen Betrag, erhält man eine maximale Abweichung, im dargestellten Beispiel in Abbildung 6.7 von 16 % einzelner Elemente bei einer Frequenz $f = 0,06$ Hz. *Di Paola* [Paola'98] geht bei der Zerlegung des Windfelds in vollständig korrelierte unabhängige Vektoren davon aus, dass ohnehin nur wenige Eigenvektoren der Spektraldichtematrix einen Beitrag leisten und schlägt vor, lediglich die ersten $m \ll n$ Eigenvektoren zu betrachten [Teun'80].

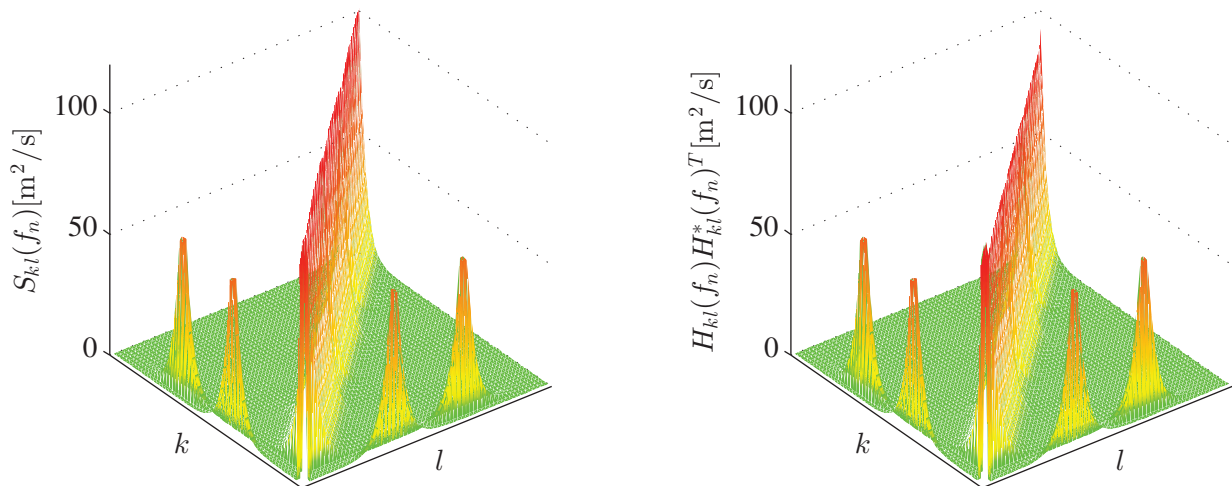


Abbildung 6.7: Vergleich zwischen ursprünglicher (links) und erzeugter positiv definiter Spektraldichtematrix (rechts) am Beispiel eines generierten Windfelds für das FE-Modell

Der Phasenwinkel der Kreuzspektren ψ_{ij}^S lässt sich in den Phasenwinkel der Dreiecksmatrizen ψ_{ij}^H überführen gemäß Gleichung (6.31).

$$\psi_{ij}^H(f) = \text{atan} \left(\frac{|S_{ij}(f)| \sin \psi_{ij}^S(f) - \sum_{k=1}^{j-1} H_{ik}(f) H_{jk}(f) \sin(\psi_{ik}^S(f) - \psi_{jk}^S(f))}{|S_{ij}(f)| \cos \psi_{ij}^S(f) - \sum_{k=1}^{j-1} H_{ik}(f) H_{jk}(f) \cos(\psi_{ik}^S(f) - \psi_{jk}^S(f))} \right) \quad (6.31)$$

für $j = 2, \dots, n$ und $i = j + 1, \dots, n$

Die Zeitreihen der Windgeschwindigkeiten an den Knoten $i = 1, \dots, n$ ergeben sich dann durch die Überlagerung von $N = 4096$ Frequenzschritten und der Schrittweite $\Delta f = 0,00125$ Hz. Die Phasenverschiebung wird anhand von zufälligen, gleichverteilten Phasenwinkeln $\Theta \in (0 \quad 2\pi)$ angenommen [Shin'87]. Für die vertikale Turbulenzkomponente w gilt Gleichung (6.32) analog, wobei keine Phasenverschiebung der Kreuzspektren berücksichtigt wird.

$$u_i(t) = \sum_{k=1}^i \sum_{n=1}^N |H_{ik}(f_n)| \sqrt{2\Delta f} \cos(2\pi f_n t + \psi_{ik}^H(f_n) + \Theta_{kn}) \quad (6.32)$$

Eine Bewertung der generierten Zeitreihen soll im Anschluss erfolgen.

6.2.2 Einbindung gemessener Turbulenzparameter

Die selbstgestellte Anforderung, Beobachtung und Simulation auch im Zeitbereich vergleichen zu können, erfordert eine Einbindung der beobachteten statistischen Parameter in die Windfeldgenerierung. Wang [Wang'94] zeigt, dass die Übereinstimmung zwischen generierten und beobachteten Windzeitreihen im Hinblick auf die statistischen Parametern bzw. im Frequenzbereich annehmbar gut ist, eine Übereinstimmung im Zeitbereich wird allerdings mit dem verwendeten Verfahren ausgeschlossen. Der Grund liegt darin, dass der Phasenwinkel Θ in Gleichung (6.32) zufällig gewählt wird, um die Wellen unterschiedlicher Frequenzen zu überlagern. Die somit erzeugten Zufallsprozesse entsprechen somit nur noch in spektraler Hinsicht den Beobachtungen. Diese müssen demnach auch hinsichtlich des Phasenwinkels determiniert werden.

Die im vorangegangenen dargestellten Beobachtungen erlauben die Beschreibung der Turbulenz anhand von Standardabweichung und longitudinale Integrallängenmaß an 13 Stellen entlang des Modells. Durch lineare Inter- bzw. Extrapolation auf die übrigen Systemknoten wird das Windfeld grob abgeschätzt. Durch eine Berücksichtigung der lateralen Eigenschaften, nämlich der aus den Beobachtungen geschätzten lateralen Abklingfaktoren bzw. lateralen Integrallängenmaße erhält man eine weitere zusätzliche Information, die in die Kohärenz bei der Windfeldgenerierung einfließt und man erhält ein Windfeld, dass in seinen statistischen Eigenschaften sehr gut mit den Beobachtungen übereinstimmt.

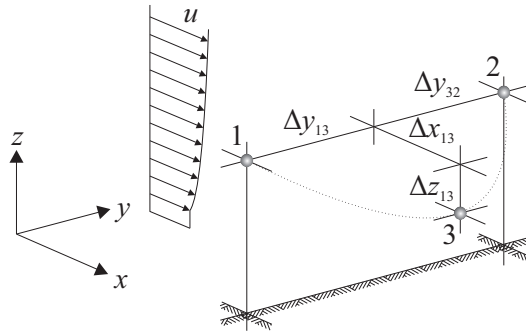


Abbildung 6.8: Beispiel eines Gitters zur Überprüfung des generierten Windfelds

Um schließlich eine Übereinstimmung im Zeitbereich zu erreichen, sind Informationen zu den jeweiligen Amplituden bzw. der Phasenverschiebung der einzelnen zu überlagernden Wellen erforderlich. Diese befinden sich in den Autoleistungsspektren und den zugehörigen Phasenwinkeln, die nicht mehr zufällig sind. Da hierfür keine möglichst glatten, gemittelten Spektren, sondern die Werte der jeweiligen Frequenzschritte gefordert werden, wird das Signal vorher auf eine passende Zeitschrittweite $\Delta t = 1/\Delta f$ durch *Resampling*¹ [Math'14] gebracht. Die Spektren werden dann ohne Mittelung über die gesamte Signallänge bestimmt und in die Spektraldichtematrix bzw. in die Phasenverschiebung eingebunden. Die Punkte der Messungen werden an den Anfang der Spektraldichtematrix gestellt, die übrigen Punkte werden dementsprechend abhängig von allen 13 Messungen generiert. Die Phasenverschiebung der Kreuzspektren wird lediglich zwischen den 13 Messpunkten berücksichtigt, ansonsten wird sie zu Null angenommen.

Tabelle 6.8: Zusammenfassung der Werte zur Überprüfung der Güte der generierten Windzeitreihen

Punkt	\bar{u} [m/s]	σ_u [m/s]	L_{ux} [m]	C_{ux}	C_{uy}	C_{uz}	Δf	N
1	14,8	2,13	56,4					
2	15,3	2,14	71,7	3	11	10	$1,25 \cdot 10^{-3}$	4096
3	13,9*	2,13°	64,0°					

* unter Annahme eines Potenzprofils mit $\alpha = 0,16$ und linearer Interpolation; °lineare Interpolation

An einem einfachen Beispiel soll die Güte der generierten Windfelder untersucht werden. Hierfür dient das in Abbildung 6.8 dargestellte räumliche Gitter aus drei Punkten. Es wird angenommen, dass die Punkte 1 und 2 Stellen mit Messwerten sind, auf gleicher Höhe von $z_1 = z_2 = 50$ m mit horizontalem Abstand von $\Delta y_{13} + \Delta y_{32} = 40$ m. Der Punkt 3 befindet sich genau in der Mitte der beiden Messpunkte mit einem senkrechten und einem Abstand in Windrichtung von jeweils $\Delta z_{13} = \Delta x_{13} = 20$ m. Die Windfeldgenerierung erfolgt mit den bereits erwähnten Vorgaben, ohne

¹ Durch die Anwendung der Funktion *resample* im Programm MATLAB, wird mithilfe von Anti-Aliasing Filtern eine Beibehaltung der spektralen Eigenschaften gewährleistet.

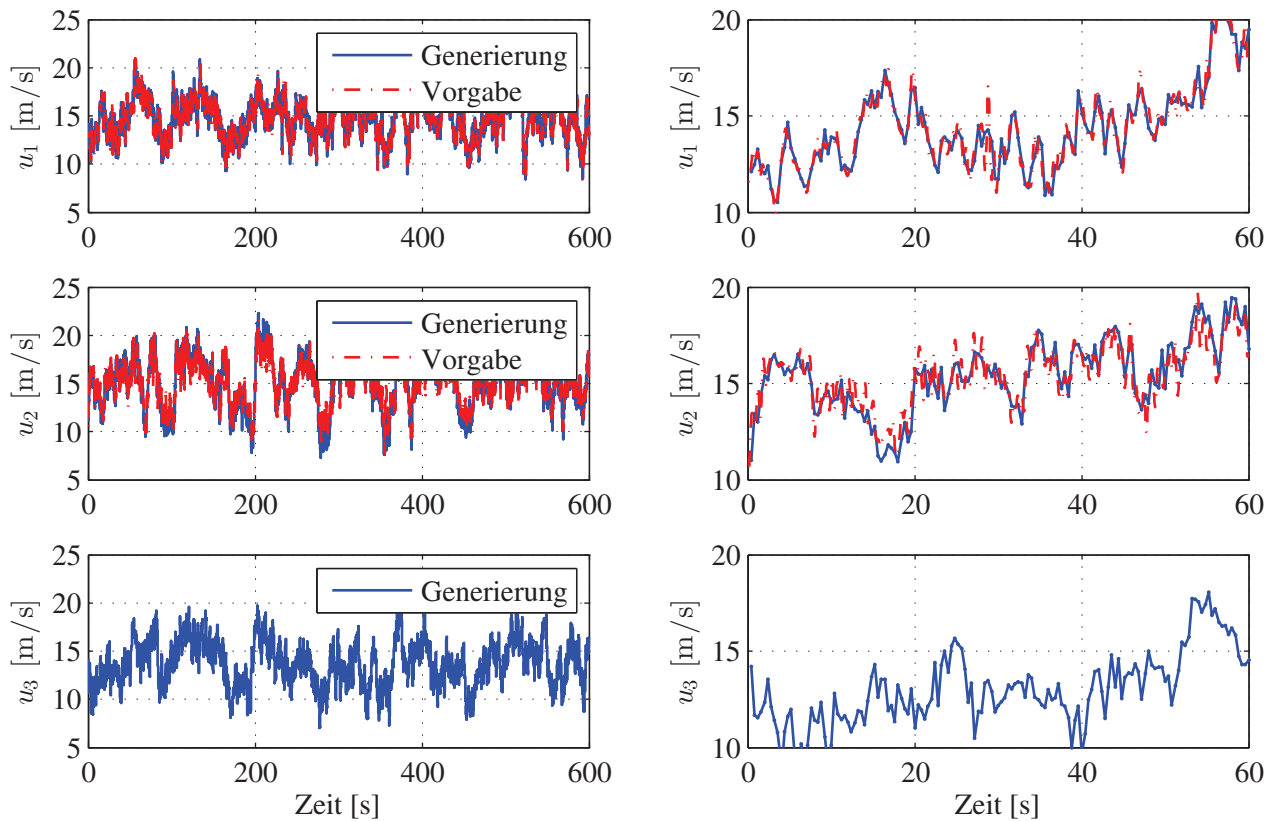


Abbildung 6.9: Zeitreihen der vorgegebenen und generierten Windschriebe an den 3 gewählten Punkten

Berücksichtigung eines möglichen Kohärenzabfalls über die Elementlänge. Eine Zusammenfassung ist in Tabelle 6.8 gegeben.

Abbildung 6.9 zeigt die generierten und vorgegebenen Windzeitreihen. Hierin erkennt man deutlich die gute Übereinstimmung der Generierung mit der Vorgabe an den Punkten 1 und 2. Eine exakte Übereinstimmung ist aufgrund der verbleibenden Unsicherheiten bei der zur Überlagerung geschätzten spektralen Größen nicht erreichbar. Die Generierung am Punkt 3 folgt in etwa den beiden vorgegebenen Zeitreihen, enthält zusätzlich aber einen wesentlichen stochastischen Eigenanteil. Durch die geringere Höhe über dem Gelände von Punkt 3 ist auch die mittlere Windgeschwindigkeit geringer als bei den anderen beiden Punkten.

Begründet in der sehr guten Übereinstimmung der Windzeitreihen mit der Vorgabe, wird die zusätzlich am Punkt 3 generierte Zeitreihe als im statistischen Sinne wahrscheinlicher Windschrieb am Punkt 3 erachtet. Ohne die Kenntnis der Phasenwinkel ist jedoch eine sichere Bestimmung des Zeitverlaufs für andere Punkte als die Messpunkte nicht möglich.

In spektraler Hinsicht stimmen die generierten Windzeitreihen allerdings gut mit den gewählten Vorgaben erwartungsgemäß gut überein, wie in Abbildung 6.10 anhand der Autoleistungsspektren dargestellt.

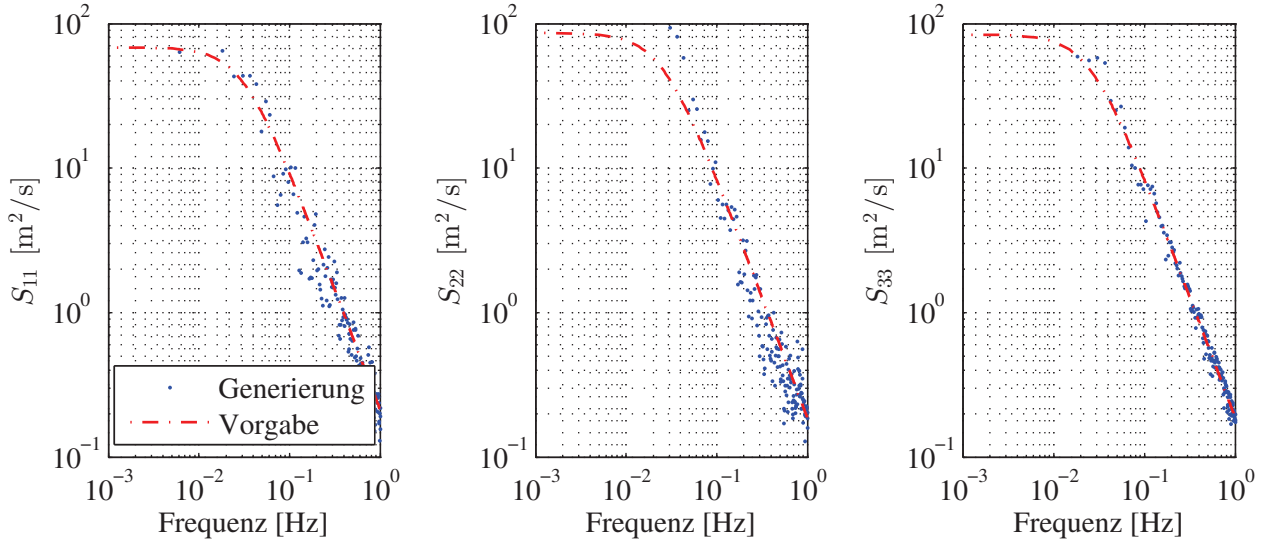


Abbildung 6.10: Autoleistungsspektren der generierten Windzeitreihen im Vergleich zur Vorgabe

In der Autoleistungsdichte der Windzeitreihen an den Knoten 1 und 2 erkennt man deutlich eine natürliche Streuung um das vorgegebene *von Kármán*-Spektrum. Im Gegensatz dazu ist das Spektrum am Knoten 3, dessen Zeitverlauf vollständig künstlich generiert wurde wesentlich glatter.

Der zeitliche Versatz, der durch Anwendung der *Taylor*-Hypothese in der Generierung Berücksichtigung findet, lässt sich anschaulich anhand der Korrelationsfunktionen in Abbildung 6.11 beschreiben.

Die zum Vergleich dargestellten Autokorrelationsfunktionen weisen erwartungsgemäß den Maximalwert bei einem Zeitversatz $\tau = 0$ auf, ebenso die Kreuzkorrelation zwischen den Windzeitreihen an Punkt 1 und 2, da sie in Windrichtung parallel zueinander liegen. Der Zeitversatz, den die Kreuzkorrelationsfunktion zwischen den Knoten 1 und 3 aufweist, entspricht dem zeitlichen Versatz, der sich aufgrund des horizontalen Abstands in Windrichtung ergibt.

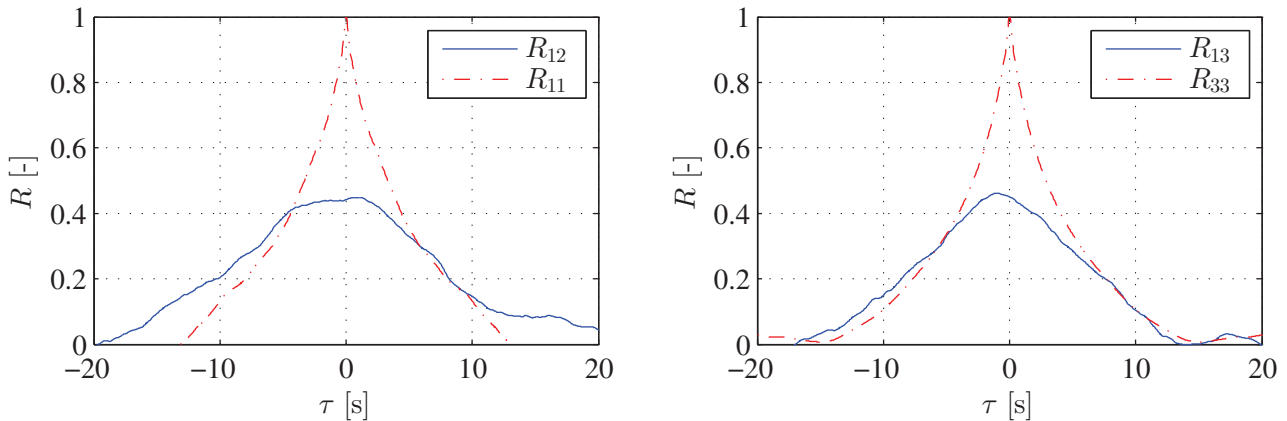


Abbildung 6.11: Auto- und Kreuzkorrelationsfunktionen der generierten Windzeitreihen

6.3 Nichtlineare Zeitschrittrechnung

6.3.1 Lösung der Differentialgleichung

Die Bewegungsgleichung lässt sich aus den Systemmatrizen und Belastungsvektoren in nichtlinearer Form aufstellen. Somit wird die Steifigkeitsmatrix und der innere und äußere Kraftvektor in jedem Zeitschritt i mit den neuen Verschiebungen X bestimmt.

$$\mathbf{M}\ddot{X}_i^k + \mathbf{K}_i^k \Delta X_i^k = F_i^k(\dot{X}_i^k) - F_{\text{int},i}^k \quad (6.33)$$

Die Lösung wird zudem in jedem Zeitschritt iterativ mit dem *Newton-Raphson* Verfahren (s. Abschnitt 6.1.4) mit dem Iterationsschritt k gefunden. Als Konvergenzkriterium wird die euklidische Norm der Verschiebungssinkremente $\|\Delta X\|_2 \leq 1 \text{ mm}$ festgelegt.

$$X_i^k = X_i^{k-1} + \Delta X^k \quad (6.34)$$

In der Simulation des vorliegenden Problems konnte kein Unterschied zwischen der Verwendung der vollständigen, entsprechend Gleichung (6.33) und der modifizierten *Newton-Raphson*-Iteration [Bathe'02], unter Verwendung der Steifigkeiten und Kraftvektoren des jeweils vorangegangenen Zeitschrittes festgestellt werden. Der Vorteil hinsichtlich des numerischen Aufwands, wie er in früheren Arbeiten [Clob'08] für abgespannte Maste festgestellt wurde, ist für die hier sehr einfache Struktur jedoch gering. Aus Gründen der Vereinfachung des Programmieraufwands kommt dennoch die modifizierte *Newton-Raphson*-Iteration zur Anwendung.

Zur Lösung der Differentialgleichung wird die *Houbolt*-Methode [Bathe'02] als implizites Integrationsverfahren angewendet. Hierbei werden zur Bestimmung der Zustandsgrößen des Zeitschritts $i + 1$ der Zeitschritt selbst, sowie die zurückliegenden Zeitschritte bis einschließlich $i - 2$ berücksichtigt. Abhängig von der Zeitschrittweite Δt ergeben sich die Integrationskonstanten $a_{0...7}$.

$$\ddot{X}_{i+1} = a_0 X_{i+1}^k - a_2 X_i - a_4 X_{i-1} - a_6 X_{i-2} \quad (6.35)$$

$$\dot{X}_{i+1} = a_1 X_{i+1}^k - a_3 X_i - a_5 X_{i-1} - a_7 X_{i-2} \quad (6.36)$$

mit $X_{i+1}^k = X_{i+1}^{k-1} + \Delta X^k$

und $\hat{\mathbf{K}}_{i+1}^k \Delta X^k = \hat{\mathbf{F}}_{i+1}^k \quad (6.37)$

$$\hat{\mathbf{K}}_{i+1}^k = \mathbf{K}_{i+1}^k + a_0 \mathbf{M} \quad (6.38)$$

$$\hat{\mathbf{F}}_{i+1}^k = \mathbf{F}_{i+1}^k - \mathbf{F}_{\text{int},i+1}^k - \mathbf{M}(a_0 X_{i+1}^k - a_2 X_i - a_4 X_{i-1} - a_6 X_{i-2}) \quad (6.39)$$

$$a_0 = \frac{2}{\Delta t^2}; a_1 = \frac{11}{6\Delta t}; a_2 = \frac{5}{\Delta t^2}; a_3 = \frac{3}{\Delta t}; a_4 = -2a_0; a_5 = -\frac{a_3}{2};$$

$$a_6 = \frac{a_0}{2}; a_7 = \frac{a_3}{9} \quad (6.40)$$

Da dieses Verfahren nicht nur die Kenntnis des Initialzustands, sondern auch der vorangegangenen beiden Zeitschritte verlangt, sind sog. Startverfahren notwendig, wie z. B. der zentralen Differenzenmethode. Als Initialzustand wird hier von der statischen Lösung von Gleichung (6.33) ausgegangen.

Im Gegensatz dazu wird mit dem oft verwendeten *Newmark*-Verfahren lediglich ein vorangegangener Zeitschritt miteinbezogen. Hierin wird auch ein wesentlicher Unterschied bei der Anwendung der beiden Methoden auf das vorliegende System gesehen. Während die *Houbolt*-Methode bei jeder Belastung stabil auf Lösungen führt, kann das *Newmark*-Verfahren abhängig von der aufzubringenden Last zu Instabilitäten führen.

Ein wichtiger Parameter für die Güte der Zeitintegration ist die Wahl der Zeitschrittweite. Als Kriterium lässt sich die längste abzubildende Periodendauer T angeben [Pete'96].

$$\Delta t \leq \frac{T}{20} \quad (6.41)$$

Mit einem gewählten Zeitschritt von $\Delta t = 0,04$ s werden damit noch Frequenzen bis 1,25 Hz ausreichend abgebildet. In diesen Bereich fallen der maßgebende Anteil der Energie des Turbulenzspektrums, sowie die ersten Eigenfrequenzen der Maste. Der Einfluss der Schrittweite auf die Lösung wurde anhand mehrerer Vergleichsrechnungen überprüft. Abbildung 6.12 zeigt den Vergleich einer Zeitbereichsrechnung mit unterschiedlicher Schrittweite anhand der lateralen Verschiebung eines Aufhängepunkts am Isolator sowie der horizontalen Auflagerkraft desselben Isolators. Selbst mit sehr viel kleineren Zeitintervallen kann kaum eine Änderung der Größen mehr erkannt werden, die Lösung für $\Delta t = 0,04$ s wird deswegen als ausreichend konvergiert erachtet.

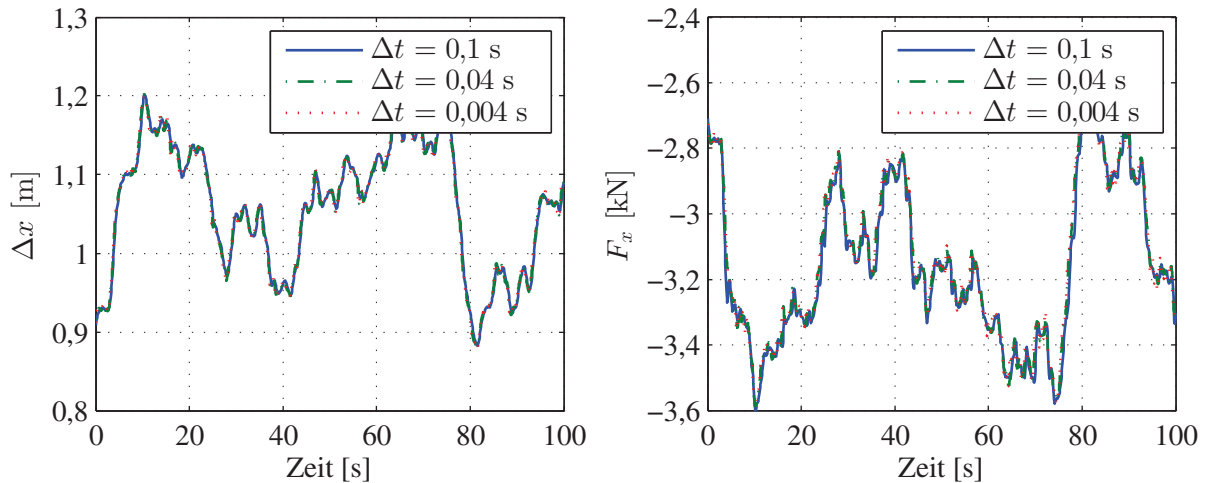


Abbildung 6.12: Überprüfung der Konvergenz zur Wahl der geeigneten Zeitschrittweite

6.3.2 Windkraft

Die Windkraft ergibt sich für jeden Knoten gemäß Gleichung (3.2) aus der Luftdichte entsprechend der gewählten Temperatur unter der Annahme von Normaldruck [VDI'02] (s. Tabelle 6.9) und der angeströmten Fläche, die aus dem vierfachen Leiterseildurchmesser und der Lasteinzugslänge jedes Knotens resultiert.

Tabelle 6.9: Stoffwerte von Luft beim Druck $p = 1$ bar [VDI'02]*

Temperatur T	Luftdichte ρ	kin. Viskosität ν
-10 °C	1,324 kg/m ³	126,4 m ² /s
0 °C	1,275 kg/m ³	135,2 m ² /s
10 °C	1,230 kg/m ³	144,2 m ² /s
20 °C	1,188 kg/m ³	153,5 m ² /s
30 °C	1,149 kg/m ³	163,0 m ² /s

*Zwischenwerte durch kubische Interpolation

Zur Bestimmung der diskreten Windkraft werden die generierten Windzeitreihen durch *Resampling* auf die zuvor festgelegte Zeitschrittweite gebracht. Die mittlere Windgeschwindigkeit wird durch Annahme eines Potenzprofils nach Gleichung (2.13) in jedem Zeitschritt abhängig von der momentanen Höhe über dem Gelände bestimmt. Entsprechend Gleichung (2.12) ergibt sich dann die momentane Windgeschwindigkeit am jeweiligen Knoten.

Aus der Windgeschwindigkeit am Knoten, der Geschwindigkeit des Knotens selbst, sowie der *Reynolds*-Zahl nach Gleichung (3.1) aus der kinematischen Viskosität unter Annahme quasistationärer Anströmung, ergibt sich der Kraftbeiwert aus dem im Kap. 3.1.1 dargestellten Verlauf. Für die Extrapolation auf andere *Reynolds*-Zahlbereiche wird von einem konstanten Verlauf links und rechts des Untersuchungsbereichs ausgegangen.

Zur Berücksichtigung des Verschattungseffekts des Bündelleiters wird von einer Rotationsbewegung des Bündels auf einer Kreisbahn um die Sehne ausgegangen, wie in Abbildung 6.13 schematisch dargestellt. Obwohl auch von einer abweichenden Verdrehung des Bündelquerschnitts ausgegangen werden kann, wird der mögliche Fehler durch diese vereinfachende Vorgehensweise als gering angesehen.

Die Windkraft auf die Maste $F_{W,T}$ wird unter der Annahme einer vollständigen Korrelation der Windgeschwindigkeiten über die gesamte Höhe angenommen und ergibt sich nach Gleichung (6.42).

$$F_{W,T} = \frac{1}{2} \rho u^2 A_T c_{f,T} \quad (6.42)$$

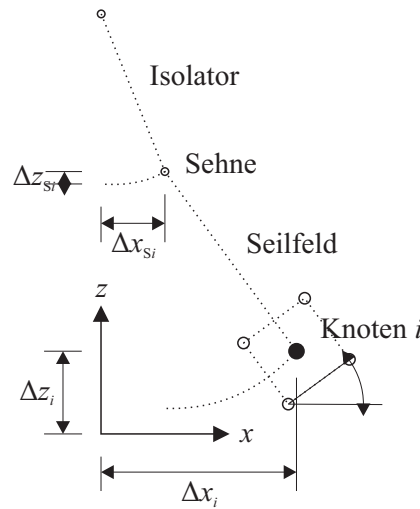


Abbildung 6.13: Schematische Darstellung zur Berücksichtigung der Verdrehung des Bündelquerschnitts

Darin wird der Kraftbeiwert für Gittermaste $c_{f,T} = 2,8$ [DIN'11] entsprechend einem Völligkeitsgrad $\kappa = 0,225$ [IEC'03] gewählt. Die mit Stäben ausgefüllte Fläche A_T wird dann folglich aus der Wandfläche und dem Völligkeitsgrad je Mast bestimmt.

Diese doch recht starke Vereinfachung ist damit zu rechtfertigen, dass die Modellierung der Masten lediglich die Berücksichtigung der zusätzlichen Freiheitsgrade dient und nicht der korrekten Erfassung der Windkräfte auf sie. Entsprechend der ersten Eigenform ergibt sich die generalisierte Windkraft aus dem Verhältnis $\phi_{1,x,I}/\max \phi_{1,x}$, die für das Modell eines Leiterseils ebenfalls mit nur 1/6 angesetzt wird.

Innerhalb der ersten 10 s jeder Zeitschrittrechnung wird die Last linear auf die mittlere Windkraft angehoben. Dadurch sollen Konvergenzprobleme durch eine zu plötzliche Kraftaufbringung verhindert bzw. der Einschwingvorgang verkürzt werden. Deshalb werden von den 800 s langen Zeitreihen die ersten und letzten 100 s abgeschnitten. Somit ergeben sich 10 min lange Zeitreihen, entsprechend dem meteorologischen Mittelungsintervall.

6.3.3 Dämpfung

Wie bereits erwähnt, gelingt die Zeitschrittrechnung ohne die Berücksichtigung von Struktur- oder Materialdämpfung, da die aerodynamische Dämpfung bereits durch die Fluid-Struktur-Interaktion über die Relativgeschwindigkeit enthalten ist. Die Strukturdämpfung, die man normativ für spiralförmige Drahtseile ansetzt ist mit $\delta_s = 0,02$ [DIN'10a] ohnehin relativ gering.

Die Verwendung einer konstanten aerodynamischen Dämpfung, z. B. nach Gleichung (4.22) abhängig vom Arbeitspunkt stellt eine Vereinfachung dar, die für Betrachtungen im Frequenzbereich durchaus geeignet ist. Im Zeitbereich wird der genaueren Berücksichtigung mittels der momentanen Relativgeschwindigkeit der Vorzug gegeben.

7 Simulation der Beobachtungen und Extrapolation

7.1 Vergleich im Zeit- und Frequenzbereich

Mit den im vorangegangenen Kapitel 6 beschriebenen Modellen für das System und die Belastung wird zunächst versucht, die ausgewählten Ereignisse nachzustellen. Dies soll einerseits das mechanische System sowie die Belastungsmodelle validieren, andererseits soll hiermit der Einfluss maßgebender Parameter aufgezeigt werden.

Als wichtigster Systemparameter im Zeitbereich kann die Berücksichtigung der aerodynamischen Dämpfung mit Hilfe der Relativgeschwindigkeiten zwischen Anströmung und Struktur identifiziert werden. Zur Veranschaulichung wird der Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion (FSI) eine vereinfachte Berücksichtigung der Dämpfungsmatrix \mathbf{D} mit dem *Rayleigh*-Ansatz nach Gleichung (7.1) gegenübergestellt.

$$\mathbf{D} = \alpha \mathbf{M} + \beta \mathbf{K} \quad (7.1)$$

Angenommen wird ein Dämpfungsdekrement $\delta = 0,02$ [Clure'03] basierend auf numerischen Erfahrungen für Leiterseile. Die Eckfrequenzen zu dieser Dämpfung werden zu $f_1 = 0,1$ Hz und

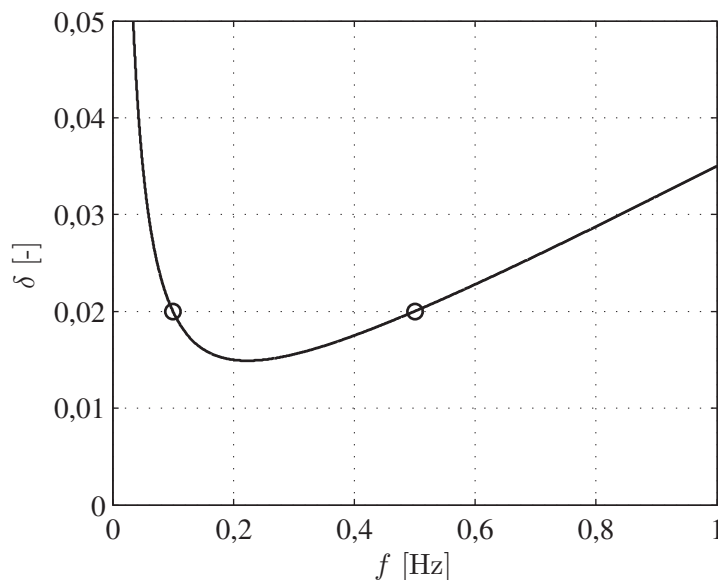


Abbildung 7.1: Verlauf des logarithmischen Dämpfungsdekrements beim Rayleigh-Ansatz mit $\alpha = 0,0033$ und $\beta = 0,0017$

$f_2 = 0,5$ Hz gewählt. Aus Gleichung (7.2) [Bathe'82] ergeben sich damit $\alpha = 0,0033$ und $\beta = 0,0017$.

$$\alpha + \beta 4\pi^2 f_i^2 = 4\pi f_i \xi_i \quad (7.2)$$

Der Frequenzgang des auf diese Weise angenommenen Dämpfungsdekrementents ist in Abbildung 7.1 dargestellt. Hierin erkennt man den Vorteil der gewählten Eckfrequenzen, nämlich dem annähernd konstanten Dämpfungsverlauf im durch die Eckfrequenzen begrenzten Bereich. Andererseits weist das Dämpfungsdekrement außerhalb dieses Bereichs einen eher ungünstigen Verlauf auf. Für den hierin angestrebten Vergleich ist dies ohne Belang, da ohnehin der Verwendung der Dämpfung ohne den *Rayleigh*-Ansatz der Vorzug gegeben wird.

Den Unterschied zwischen den beiden Verfahren zeigt anschaulich eine Vergleichsrechnung zweier identischer Windereignisse entsprechend einer Beobachtung in Abbildung 7.2 im Zeit- sowie Frequenzbereich. Als Reaktion wird der fluktuierende Anteil des Ausschwingwinkels der Isolator-kette am Tragmast T17 betrachtet, da hierfür auch direkte Messungen in der Natur vorliegen. Aus den Simulationen wird der Winkel aus der Relativverschiebung zwischen den Knoten am Anfang und Ende des Isolators bestimmt. Der Wind wird zunächst mit anhand der in Tabelle 6.7 gegebenen Parametern generiert.

Durch den Vergleich in Abbildung 7.2 ist deutlich die resonante Überhöhung bei den Eigenfrequenzen der Seilfelder bei einer unpassend gewählten Dämpfung zu erkennen. Unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion gelingt die Annäherung an die Beobachtung bereits besser. Die Eigenfrequenzen bei rund 1 Hz entsprechend den ersten Masteigenfrequenzen sind jeweils gleichermaßen gut repräsentiert. Die Frequenzen oberhalb der ersten Masteigenfrequenzen bei rund 1 Hz können durch die zuvor festgelegten Modellparameter erwartungsgemäß nicht mehr wiedergegeben

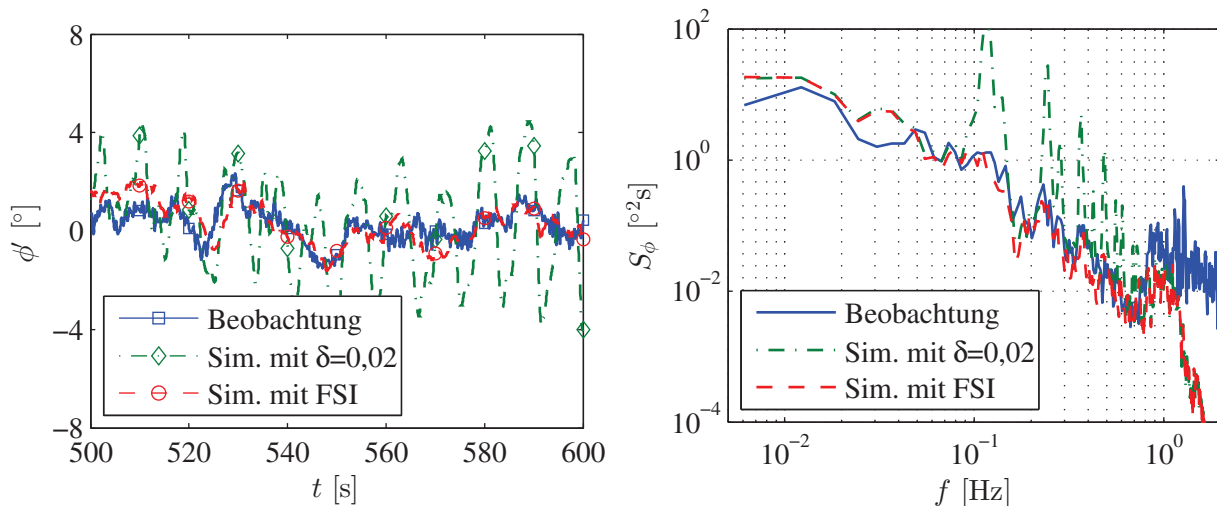


Abbildung 7.2: Vergleich von Zeitverlauf und Autoleistungsdichte von Beobachtung und Simulation mit konstantem logarithmischen Dämpfungsdekrement und Fluid-Struktur-Interaktion (FSI) für ein Ereignis vom 29.12.2011

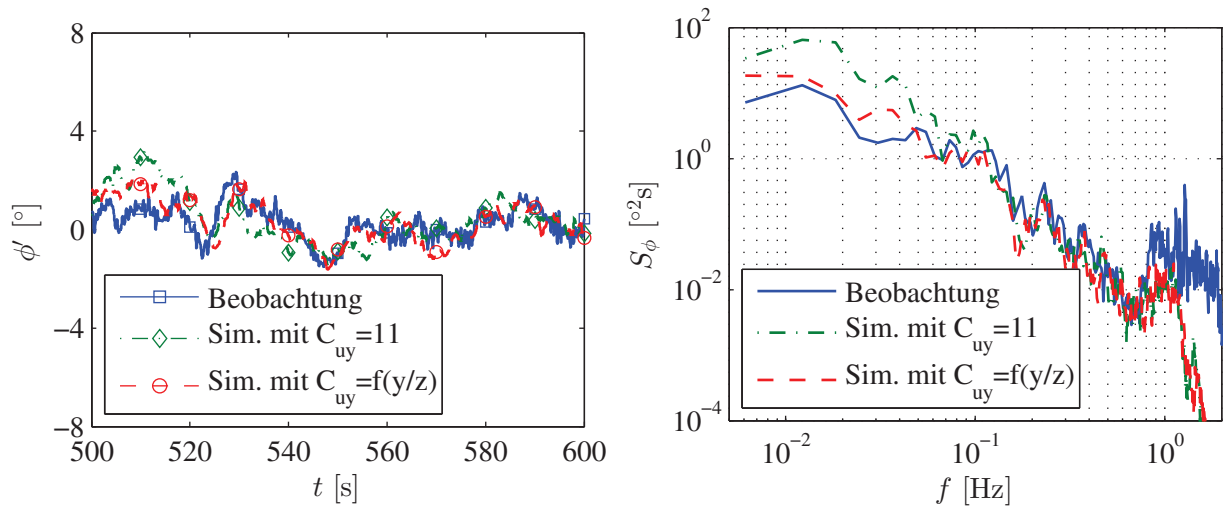


Abbildung 7.3: Vergleich von Zeitverlauf und Autoleistungsdichte von Beobachtung und Simulation mit $C_{uy} = 11$ bzw. C_{uy} gemäß eigener Untersuchung für ein Ereignis vom 29.12.2011

werden.

Im Zeitbereich sowie im quasistatischen Bereich unterhalb von 0,1 Hz sind nur noch geringe Unterschiede zwischen Simulation und Beobachtung zu erkennen. In diesem Bereich ist vor allem die Charakteristik des Winds ausschlaggebend. Dies kann durch Vergleichsrechnungen unter Vernachlässigung der kreuzspektralen Informationen bestätigt werden, indem $C_{uy} = 11$ konstant angenommen wird. Hierbei ergibt die Simulation viel größere Abweichungen zur Beobachtung im Zeitbereich, als unter Berücksichtigung der Abklingkonstante als Funktion $C_{uy} = f(y/z)$. Die Autoleistungsdichte kann unter Annahme der in Kap. 0 hergeleiteten Formulierung der Abklingkonstante C_{uy} als annähernd übereinstimmend mit der Beobachtung erachtet werden, wie in Abbildung 7.3 gegenüber gestellt ist.

Mithilfe der 13 Messpunkte der Windgeschwindigkeit kann demnach das Windfeld ausreichend genau beschrieben werden. Es wird weiter daraus geschlossen, dass die Annahme der Abklingkonstante $C_{uy} = 11$ als konservativ angesehen werden kann. Wenn eine möglichst realitätsnahe Beschreibung der Windbelastung mit nur wenig Information zur Windverteilung erwünscht ist, muss die abnehmende laterale Korrelation der Windzeitreihen berücksichtigt werden. Veranschaulichen lässt sich diese Ursache mithilfe der Kreuzkorrelationskoeffizienten der generierten Windfelder. Abbildung 7.4 zeigt die einfache Kreuzkorrelation für die beiden Fälle der generierten Windzeitreihen. Deutlich ist hierin die Überschätzung des aus den Beobachtungen geschätzten lateralem Integrallängenmaß nach Tabelle 5.3 für die konservative Annahme zu erkennen. Mit dem gewählten Ansatz für den lateralen Abklingfaktor lässt sich eine bessere Übereinstimmung erreichen.

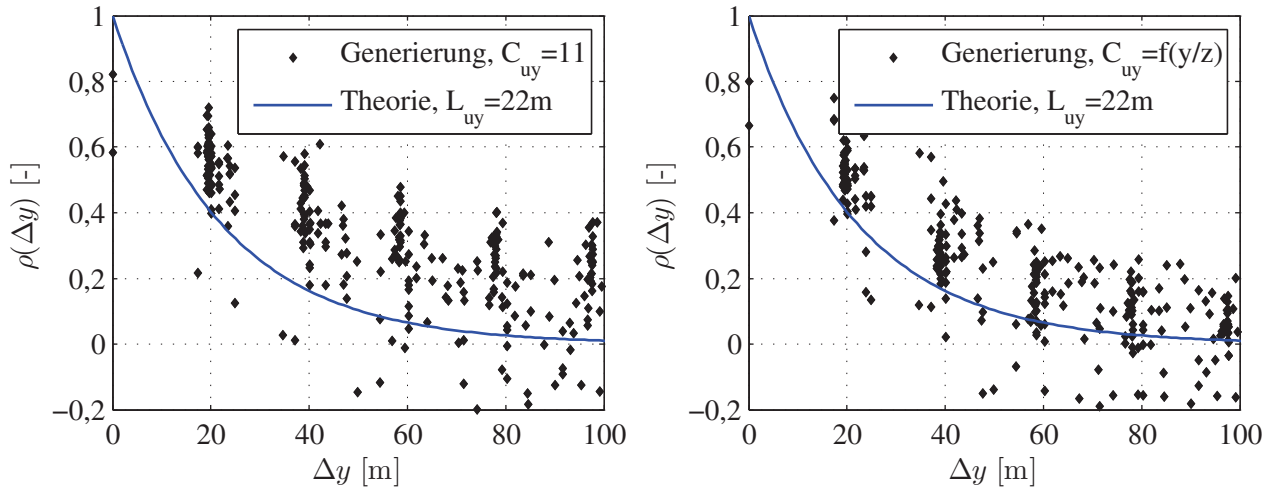


Abbildung 7.4: Einfache Kreuzkorrelation für die Annahme $C_{uy} = 11$ (links) bzw. C_{uy} gemäß eigener Untersuchung (rechts) für ein generiertes Windfeld für ein Ereignis vom 29.12.2011

Die zufriedenstellende Übereinstimmung im Zeitbereich konnte anhand Nachrechnung aller Beobachtungen durchwegs bestätigt werden. Somit wird das mechanische Modell als ausreichend kalibriert erachtet, um auch auf künstliche Windereignisse angewendet zu werden und die daraus resultierende Systemantwort zu generieren. Die Mittelwerte und Standardabweichungen der Bauwerksantwort aus allen gewählten Ereignissen und deren Simulation sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst. Die Simulationsdauer ist auf die Dauer der stationären Beobachtungszeitreihen beschränkt. Wiederholungen der Simulationen führen auf keine nennenswerten Abweichungen der Ergebnisse.

Tabelle 7.1: Zusammenfassung von Mittelwert und Standardabweichung der ausgewählten Ereignisse und deren Simulation

Ereignis	$\bar{\phi}_{\text{Mess}} [^\circ]$	$\bar{\phi}_{\text{Sim}} [^\circ]$	$\sigma_{\phi, \text{Mess}} [^\circ]$	$\sigma_{\phi, \text{Sim}} [^\circ]$
29.12.2011	10,21	10,76	0,69	0,76
03.01.2012	9,34	9,93	0,85	0,99
04.01.2012	7,40	8,00	0,53	0,64
09.02.2012	9,48	10,63	0,52	0,58
23.02.2012	7,42	7,96	0,66	0,81
26.08.2012	6,11	6,76	0,45	0,57
14.09.2012	6,83	7,84	0,47	0,67
05.12.2013	12,12	13,22	0,94	1,19
10.01.2015	7,80	9,02	0,83	1,02

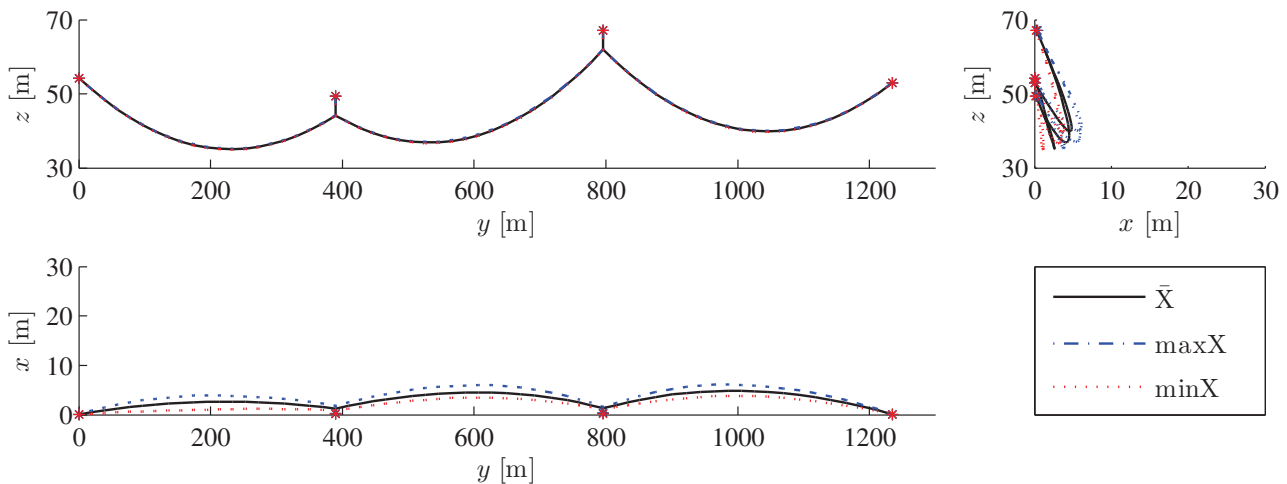


Abbildung 7.5: Mittlere, minimale und maximale Verschiebung des Gesamtmodells anhand der Simulation eines Windereignisses vom 29.12.2011

Die Übereinstimmung der Mittelwerte liegt im Bereich von 105 - 115 %. Die Standardabweichungen der Simulationen liegen ebenfalls stets über den der Beobachtungen mit bis zu $0,3^\circ$. Die Ursache für die konsequente Überschätzung der Mittelwerte wird in der konservativen Übertragung der auf den ca. 11 m höher gemessenen Windgeschwindigkeiten auf das untere Leiterseil vermutet. In Anbetracht der Unsicherheiten insbesondere auf der Einwirkungsseite, wird die Übereinstimmung als ausreichend erachtet.

Abbildung 7.5 zeigt anhand des Ergebnisses einer Simulation einer Beobachtung die mittleren und minimalen bzw. maximalen Verschiebungen des Gesamtmodells. Hierin ist zu erkennen, dass sich die Seilfelder gleichmäßig verformen. Die Verschiebungen in vertikaler Richtung sind relativ gering. Die Amplituden um die mittlere Verschiebung sind ebenfalls als klein anzusehen.

7.2 Vergleich der statistischen Verteilung

Für weitere Untersuchungen im Hinblick auf die Bewertung der Spitzenantwort nach Gleichung (4.23) ist die Häufigkeitsverteilung der Schnittgrößen wichtig. Mit ihr wird abgeschätzt, welcher Extremwert mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit übertreten wird.

Zu den graphischen Methoden, die Verteilung einer Zeitreihe zu bewerten, gehören das Histogramm und das Quantil-Quantil-Diagramm. Die Darstellung im sog. QQ-Plot ist eine Alternative zur Darstellung im Wahrscheinlichkeitsnetz und ergibt sich aus der Gegenüberstellung des Quantils einer theoretisch angenommenen Verteilung, z. B. Normalverteilung zum experimentell bestimmten Quantil. In Abbildung 7.6 sind die Diagramme einer Beobachtung und deren Simulation gegenübergestellt zusammen mit einer Mittelwert und Standardabweichung entsprechenden Normalverteilung.

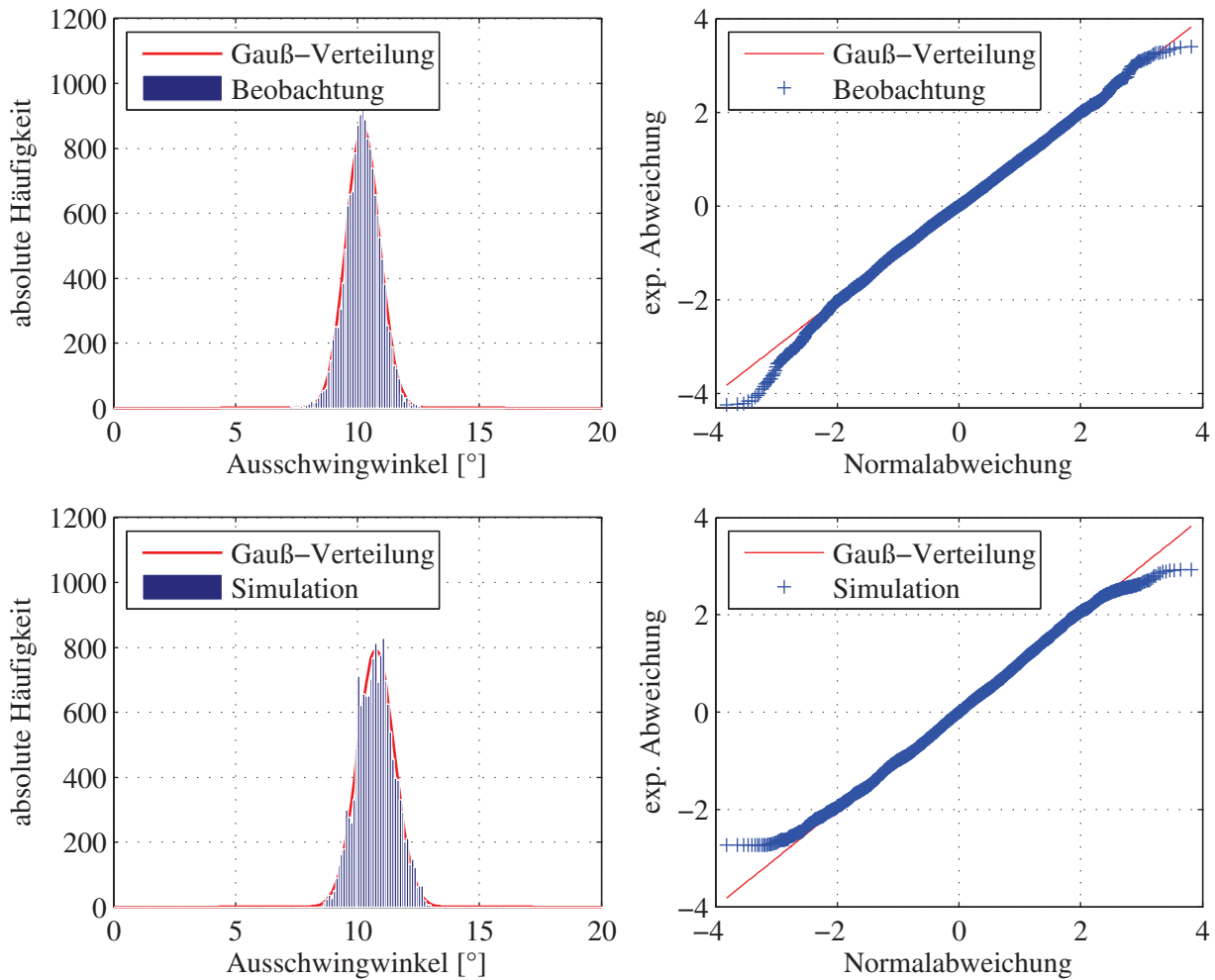


Abbildung 7.6: Histogramm (links) und Quantil-Quantil-Diagramm (rechts) aus Beobachtung (oben) und Simulation (unten) und entsprechende Normalverteilung (rot) eines Ereignisses vom 29.12.2011

Die Verteilungen in Abbildung 7.6 zeigen eine gute Übereinstimmung mit den eingezeichneten Normalverteilungen. Dies kann bereits ein Hinweis für Normalverteilung der Schnittgröße sein. Als weiteres Indiz werden außerdem noch ein χ^2 -Test [Sachs'68] bzw. ein *Shapiro-Wilk*-Test [Shap'65] auf Normalverteilung durchgeführt. Diese weisen jedoch beide in allen Fällen der Beobachtungen und Simulationen die Nullhypothese mit einem Signifikanzniveau von 5 % zurück. Es lässt sich hieraus also nicht eindeutig klären, ob die Beobachtungen tatsächlich normal verteilt sind.

Die Normalverteilung eines Prozesses X lässt sich durch Mittelwert μ_X und Standardabweichung σ_X vollständig beschreiben. Dabei wird vorausgesetzt, dass die Schiefe, das dritte zentrale Moment normiert durch die Standardabweichung $\mu_3/\sigma_X^3 = 0$ und die Wölbung $\mu_4/\sigma_X^4 = 3$ ist. Für diskrete Messzeitreihen x_i mit $i = 1 \dots m$ lassen sich diese Momente nach Gleichung (7.3) abschätzen. Die Varianz des gesamten Prozesses wird gleich der aus der Zeitreihe geschätzten Varianz gesetzt.

$$\mu_n/\sigma_X^n = E \left[\left(\frac{X - \mu_X}{\sigma_X} \right)^n \right] = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \left(\frac{x_i - \bar{x}}{\sigma_X} \right)^n \quad (7.3)$$

In Tabelle 7.2 sind diese beiden Werte für alle Ereignisse gegenüber gestellt. Die formellen Annahmen für eine Normalverteilung lassen sich in den Beobachtungen, sowie bei deren Simulationen nicht bestätigen.

Der Vergleich von Schiefe und Wölbung zeigt eine ähnliche Tendenz von Beobachtung und Simulation. Die Wölbung schwankt leicht und kann mit $\mu_4/\sigma_\phi^4 = 3$ im Mittel angenommen werden. Die Verteilungen sind, im Fall der betrachteten Antwortgröße alle leicht rechtsschief, die Annahme von $\mu_3/\sigma_\phi^3 = 0$ lässt sich hierin nicht bestätigen. Die Beobachtungen der Ausschwingwinkel lassen sich als annähernd *Gauß*-verteilt bezeichnen.

7.3 Simulation bemessungsrelevanter Windereignisse

Die Beobachtungen decken nur einen geringen Bereich der möglichen Windgeschwindigkeiten ab. Des Weiteren entsprechen die normativ vorgegebenen Windereignisse einem 50-Jahres-Windereignis, das sich unwahrscheinlich während der Messdauer beobachten lässt. Hier kann das Modell helfen, diese Lücke zu schließen, um auf diese definierten Windereignisse zu extrapolieren und somit die Extremwerte der Bauwerksantwort abschätzen zu können.

Nach Gleichung (4.23) lassen sich die Extremwerte allein durch die statistischen Kennwerte Mittelwert, Standardabweichung und Spitzenbeiwert ableiten. Daher basieren die weiteren Untersu-

Tabelle 7.2: Gegenüberstellung der Schiefe und Wölbung aus Beobachtung und Simulation der Ausschwingwinkel ausgewählter Ereignisse

Ereignis	$\mu_3/\sigma_{\phi_{\text{Mess}}}^3$	$\mu_3/\sigma_{\phi_{\text{Sim}}}^3$	$\mu_4/\sigma_{\phi_{\text{Mess}}}^4$	$\mu_4/\sigma_{\phi_{\text{Sim}}}^4$
29.12.2011	0,11	0,07	3,39	2,73
03.01.2012	0,25	0,37	2,90	2,79
04.01.2012	0,11	0,03	3,46	2,70
09.02.2012	0,10	0,18	3,92	3,28
23.02.2012	0,48	0,35	4,06	3,50
26.08.2012	0,27	0,09	3,27	2,43
14.09.2012	0,11	0,27	3,01	3,02
05.12.2013	0,05	0,07	3,07	3,37
10.01.2015	0,37	0,33	2,75	3,16

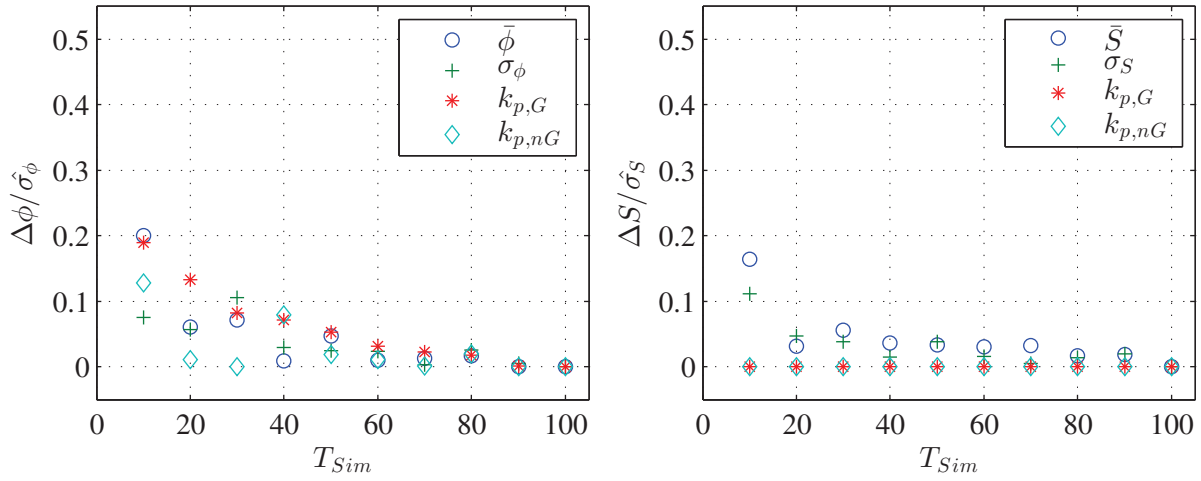


Abbildung 7.7: Abweichung statistischer Parameter des Ausschwingwinkels (links) bzw. der Seilzugkraft (rechts)

chungen auf dem Verhalten dieser Parameter.

Zunächst wird deren Stabilität im Hinblick auf die Simulationsdauer untersucht. Da lediglich ein Zeitausschnitt simuliert werden soll, wird geprüft, wie groß der Unterschied der zu verschiedenen Simulationsdauern gehörenden Kennwerte und den wahren Werten ist. Untersucht wird ein 50-Jahres-Windereignis für Windzone WZ 2 und einer Geländekategorie entsprechend dem Mischgebiet Binnenland [DIN'10c] und der Windrichtung senkrecht zur Leitungsrichtung. Die Temperatur wird zu 5°C gewählt. Die Simulationsdauern betragen $T_{\text{Sim}} = 10, 20, \dots, 100$ min, wobei davon ausgegangen wird, dass bei $T_{\text{Sim}} = 100$ min die wahren Kennwerte ausreichend approximiert sind [Clob'08].

Abbildung 7.7 zeigt die Stabilisierung der Parameter mit zunehmender Simulationsdauer. Dafür ist

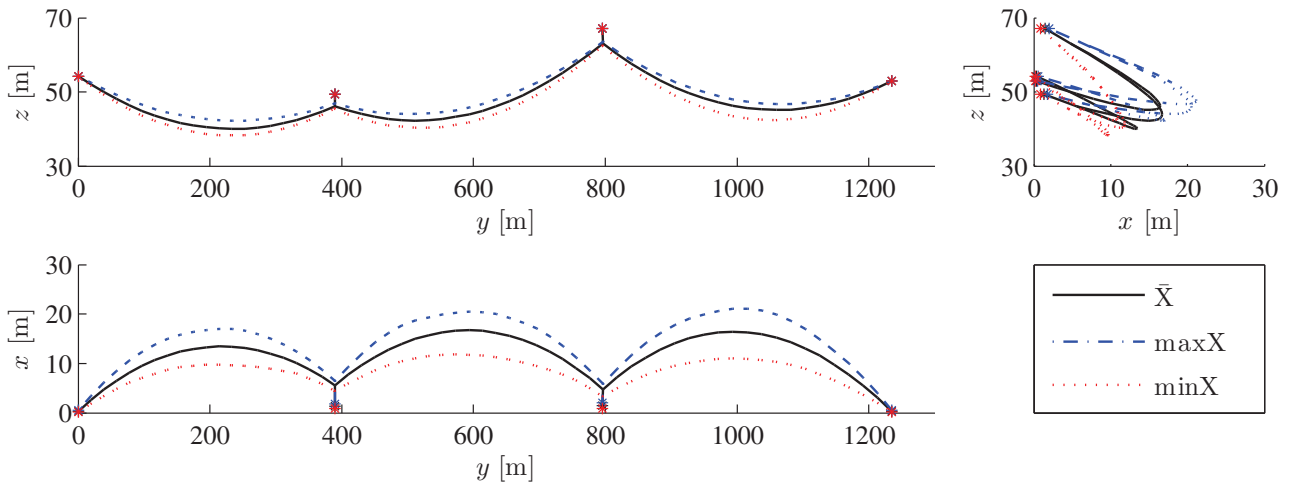


Abbildung 7.8: Mittlere, minimale und maximale Verschiebung des Gesamtmodells anhand der Simulation eines normativen Windereignisses

der Unterschied zum wahren Wert des Prozesses \hat{x} bei $T_{\text{sim}} = 100$ min normiert mit der Standardabweichung $\hat{\sigma}_x$.

Die Stabilisierung der Mittelwerte und Standardabweichung der dargestellten Größen, Ausschwingwinkel und Seilzugkraft am linken Endauflager lässt sich deutlich erkennen, die Spitzenbeiwerte zeigen eine breitere Streuung. Die Verschiebungsgröße zeigt eine größere Streuung als die Kraftgröße. Die Ursache hierfür wird in der Verteilung vermutet. Mit einer Abweichung des Mittelwerts von maximal 20 % der wahren Standardabweichung des Prozesses wird eine einzelne Rechnung mit $T_{\text{sim}} = 10$ min als ausreichend erachtet, um die statistischen Parameter abschätzen zu können.

Abbildung 7.8 zeigt das Modell mit seiner mittleren Auslenkung, sowie den minimalen und maximalen Verschiebungen als Antwort auf das zuvor beschriebene Ereignis. Hierin wird deutlich die nahezu gleichmäßige Bewegung um den Arbeitspunkt der mittleren Verschiebung.

Zur Veranschaulichung der Systemantwort ist in Abbildung 7.9 das Kraftspektrum am Tragmast für eine 10-minütige Simulation dargestellt. Hierin sind, aufgrund der großen angenommenen mittleren Windgeschwindigkeiten, die Eigenfrequenzen, insbesondere der Masten weitaus deutlicher gedämpft, als dies noch in den Beobachtungen der Fall war.

Die Häufigkeitsverteilung der ausgewählten Größen eines zuvor beschriebenen Zeitereignisses sind in Abbildung 7.10 dargestellt. Hier ist, wie schon zuvor bei den Beobachtungen, eine leichte Abweichung von der Normalverteilung zu erkennen. Insbesondere der Ausschwingwinkel zeigt für den größeren Winkelbereich auch eine größere Abweichung. Dies ist zu erwarten, da hier eine erzwungene Pendelbewegung entlang der Kreisbahn des Isolators vorliegt, was eine geometrische Nichtlinearität bedeutet. Die Schnittkräfte, Windkraft am Tragmast und Seilzugkraft am Winkelabspannmast, zeigen eine deutlich geringere Abweichung und können als nahezu *Gauß*-

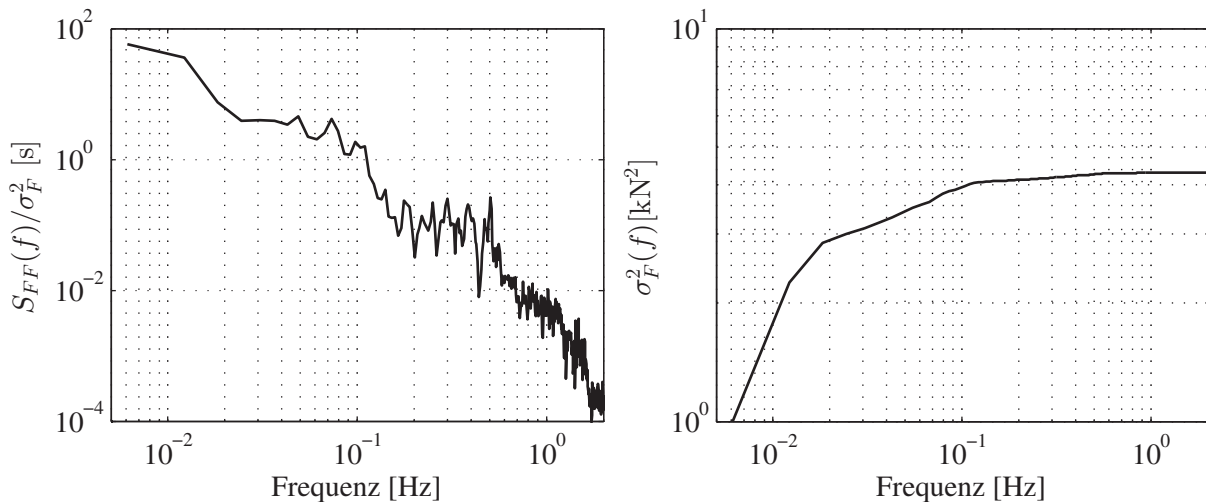


Abbildung 7.9: Autoleistungsdichtespektrum der Windkraft (links) und kumulierter Verlauf der Varianz über die Frequenz (rechts)

verteilt angenommen werden.

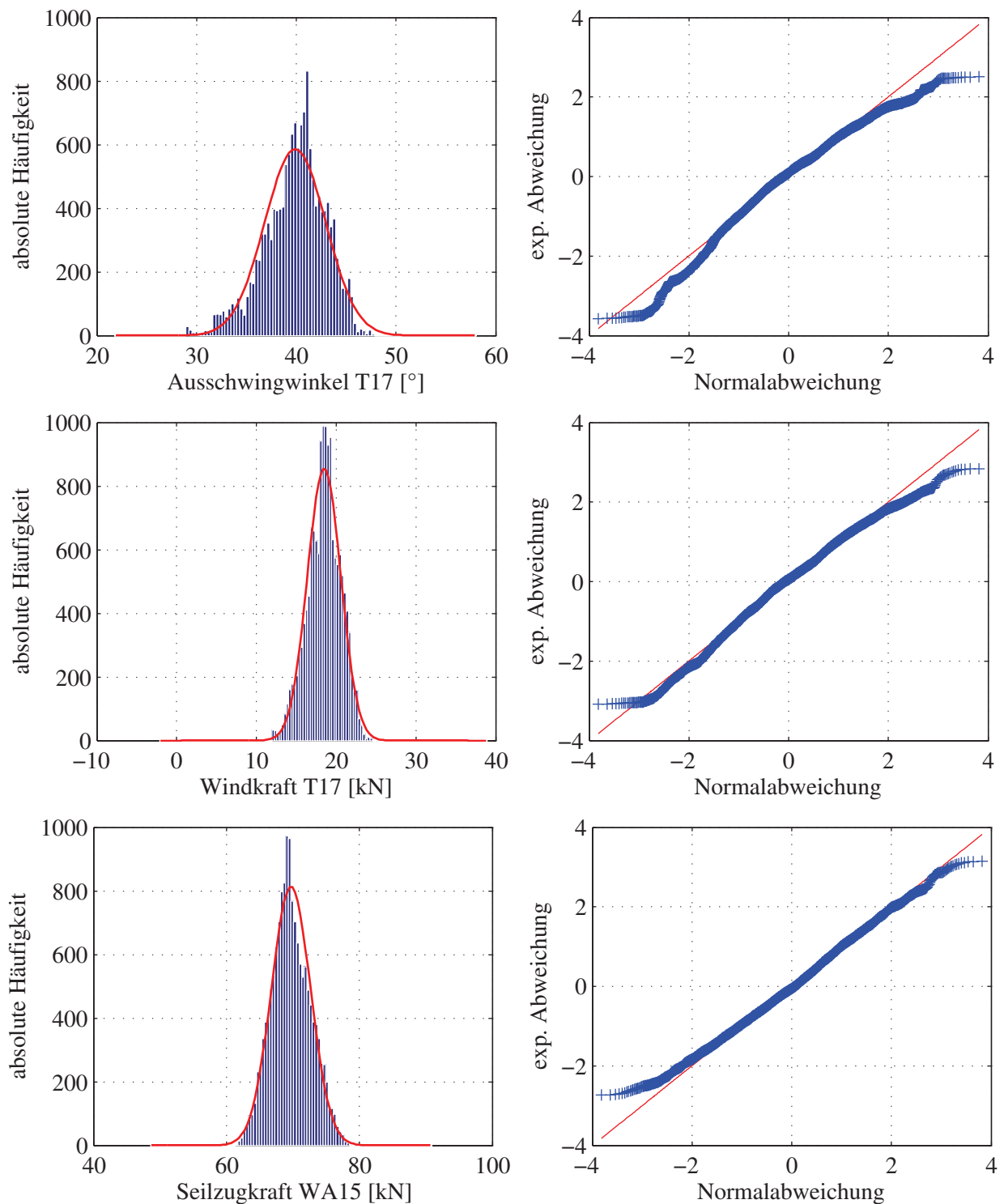


Abbildung 7.10: Histogramm (links) und Quantil-Quantil-Diagramm (rechts) ausgewählter Größen und entsprechende Normalverteilung (rot)

7.4 Linearisiertes Übertragungsmodell

7.4.1 Prinzip

Erste Voraussetzung für eine Linearisierung ist die Trennbarkeit von mittlerer und fluktuierender Bauwerksantwort. Die Beobachtungen sowie die Simulationen bestätigen diese Vereinfachung von Gleichung (3.3) und (3.4).

Im Frequenzbereich lässt sich die zeitlich veränderliche Bauwerksantwort gemäß *Davenport* [Dave'95] aufteilen in einen quasistatischen, sog. Böengrundanteil und einen Resonanzanteil, s. Abbildung 7.11. Erstgenannter resultiert aus der niederfrequenten Windanregung und der aerodynamischen Admittanz [Dyrb'97]. Die Resonanzanteile ergeben sich aus der mechanischen Übertragung, die zu einem Energieeintrag und somit einer Überhöhung des Antwortspektrums bei den Eigenfrequenzen des Systems führen.

Die Überführung von Gleichung (3.4) in den Frequenzbereich führt auf das Windkraftspektrum S_{FF} in Abhängigkeit der aerodynamischen Admittanz $\chi_a(f)$ und des Turbulenzspektrums S_{uu} , das als konstant über die gesamte Struktur angenommen wird. Durch eine Multiplikation mit der mechanischen Admittanz $H(f)$ erhält man das Antwortspektrum S_{xx} der gesuchten Reaktion x .

$$S_{xx}(f) = \frac{4\bar{F}^2}{\bar{u}^2} \cdot |H(f)|^2 \cdot |\chi_a(f)|^2 \cdot S_{uu}(f) \quad (7.4)$$

Das Integral über das Spektrum liefert wiederum die Varianz der Bauwerksantwort, die durch das Setzen der Integrationsgrenzen aufgeteilt werden kann in Böengrund- und Resonanzanteil [Kada'88], wie in Abbildung 7.11 dargestellt. Dies stellt eine Vereinfachung dar, kann aber durch relativ geringen Energiegehalt bei höheren Frequenzen außerhalb der Resonanz gerechtfertigt werden.

7.4.2 Knoteneinflussfunktion

Basierend auf Knoteneinflussfunktionen lässt sich der Böengrundanteil für linienförmige Bauwerke abschätzen [Dyrb'88]. Unter der Annahme einer quasistatischen Übertragung wird die statische Einflusslinie $i(y)$ der gesuchten Bauwerksreaktion einer Struktur der Länge L , sowie die Kohärenz-

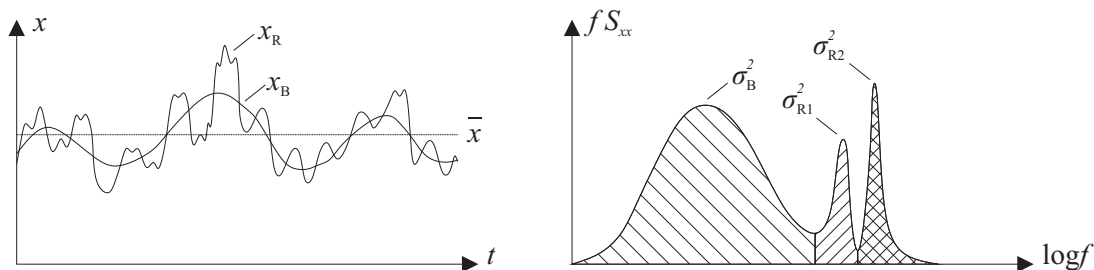


Abbildung 7.11: Schema der dynamischen Bauwerksantwort bei Windeinwirkung nach *Davenport* [Dave'95]

funktion $\gamma(\Delta y, f)$ zugrunde gelegt [Holm'97] und gleichbedeutend mit der aerodynamischen Admittanz in Gleichung (7.4) verwendet. Dies ist auch Grundlage der Knoteneinflussfunktion zur Anpassung der Autoleistungsdichtespektren nach Gleichung (6.27) für eine rechteckige Einflussfunktion über die Lasteinzugslänge.

$$|J(f)|^2 = \frac{\int_0^L \int_0^L \gamma(\Delta y, f) i(y_1) i(y_2) dy_1 dy_2}{\left(\int_0^L i(y) dy \right)^2} \quad (7.5)$$

Für die Auflagerkraft am Tragmast wird hier von einer dreiecksförmigen Einflusslinie, wie in Abbildung 7.12 (links) dargestellt ausgegangen. Des Weiteren wird eine Kohärenz entsprechend Gleichung (5.19) angenommen [Hans'88], wobei lediglich die horizontale Ausdehnung lateral zur Windrichtung berücksichtigt wird. Durch Anwendung von Gleichung (2.19) erhält man eine frequenzunabhängige Formulierung der Kohärenz in Abhängigkeit des lateralen Integrallängenmaßes L_{uy} .

Das Doppelintegral in Gleichung (7.5) lässt sich numerisch lösen, kann aber auch, wie in Abbildung 7.12 (rechts) dargestellt, durch eine explizite Formulierung nach Gleichung (7.6) approximiert werden.

$$|J(\lambda_L)|^2 = \frac{2}{0,7\lambda_L} + \frac{2}{(0,7\lambda_L)^2} (e^{-0,7\lambda_L} - 1) \quad (7.6)$$

mit $\lambda_L = \frac{L}{L_{uy}}$ (7.7)

Der quasistatische Anteil der Auflagerkraft am Tragmast T17 lässt sich dann nach Gleichung (7.8)

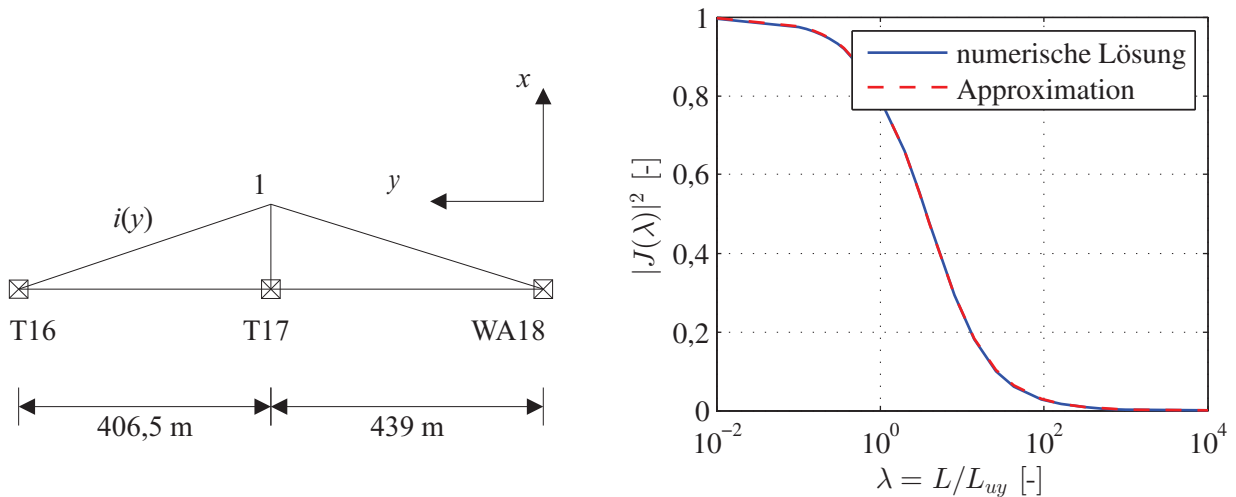


Abbildung 7.12: Gewählte Einflussfunktion (links) und resultierende Knoteneinflussfunktion (rechts) für den betrachteten Leitungsabschnitt

abschätzen.

$$\sigma_B^2 = \frac{4\bar{F}^2}{\bar{u}^2} \sigma_u^2 |J(\lambda_L)|^2 \quad (7.8)$$

Im Abschnitt 7.4.4 sollen die Beobachtungen mit der sich so nach Gleichung (7.8) für ein linearen Ansatz und konstant über die Leitungslänge angenommenen mittleren Windgeschwindigkeit \bar{u} und Standardabweichung σ_u verglichen werden.

7.4.3 Mechanische Admittanz

Zur Beschreibung des resonanten Anteils wird die mechanische Admittanzfunktion für einen Einmassenschwinger mit Krafteingang und Verschiebungsausgang [Bend'00] herangezogen, s. Gleichung (7.9). Die generalisierte Steifigkeit k_{gen} , die Eigenfrequenz f_0 , sowie der Dämpfungsgrad ξ sind Konstanten, wodurch dieser Ansatz grundsätzlich nur für lineare Systeme anwendbar ist. Durch eine Linearisierung des Systems um den Arbeitspunkt [Peil'05], wie es schematisch in Abbildung 7.13 skizziert ist, soll diese Funktion auch auf das vorliegende System der Freileitungsseile angewendet werden.

$$|H(f)|^2 = \frac{1}{k_{\text{gen}}^2} \frac{1}{\left|1 - \left(\frac{f}{f_0}\right)^2\right|^2 + 4\xi^2 \left(\frac{f}{f_0}\right)^2} \quad (7.9)$$

Die generalisierte oder modale Steifigkeit und die zugehörige Eigenfrequenz werden anhand des um die statische Ruhelage ausgelenkte Systems bestimmt, ebenso die aerodynamische Dämpfung nach Gleichung (4.22) für die Leiterseile. Die aerodynamische Dämpfung der Maste wird als vernachlässigbar angenommen, da diese relativ kleine Bewegungen ausführen. Stattdessen wird eine Strukturdämpfung $\delta_s = 0,05$ [DIN'10a] zugrunde gelegt.

Für das statisch ausgelenkte System unter einem gleichförmig angenommenen mittleren Windgeschwindigkeitsprofil mit Referenzwindgeschwindigkeit in 10 m Höhe $v_{\text{ref}} = 10$ m/s und einem

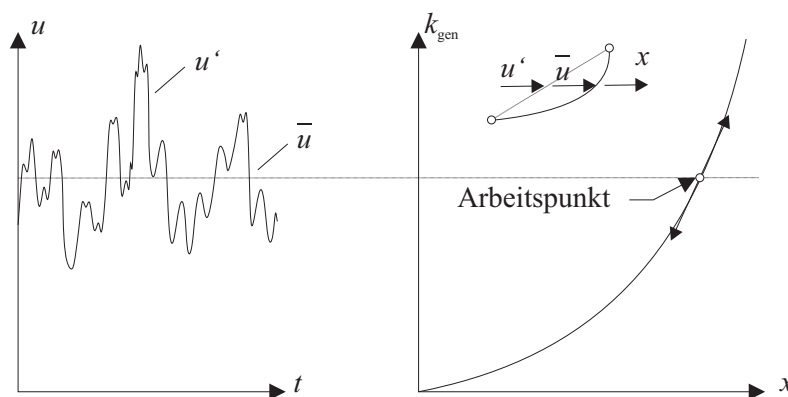


Abbildung 7.13: Schema der Linearisierung des Systems um den Arbeitspunkt

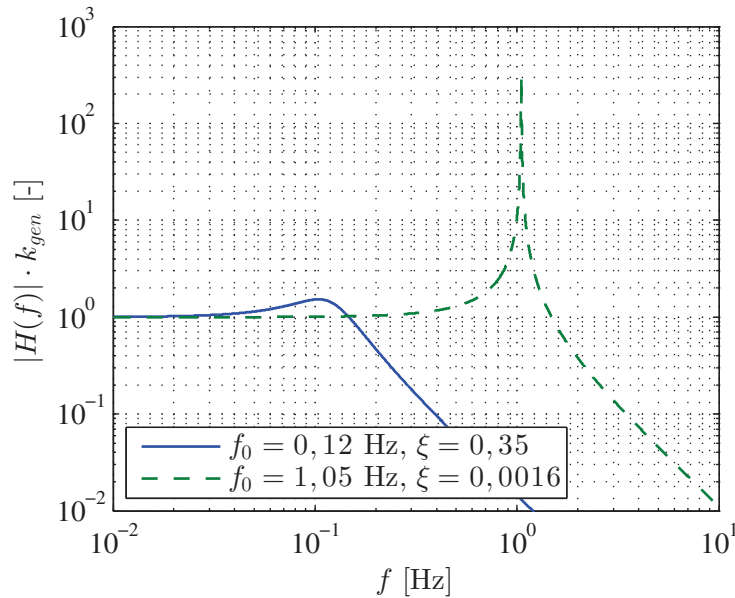


Abbildung 7.14: Mechanische Admittanz für die erste Eigenfrequenz des Gesamtmodells ($f_0 = 0,12$ Hz) und die erste Eigenfrequenz des Masts T17 ($f_0 = 1,05$ Hz)

Profilexponenten $\alpha = 0,22$ ergibt sich der Arbeitspunkt zur Ermittlung der aerodynamischen Dämpfung der Seilfelder zu $\bar{\phi} = 16^\circ$. Aus einer mittleren Windgeschwindigkeit über alle Knoten von $\bar{u} = 19,4$ m/s ergibt sich mit Gleichung (4.21) ein theoretischer Dämpfungsgrad $\xi_a = \delta_a/2\pi = 0,35$. Für diesen Winkelbereich besteht kein nennenswerter Unterschied zwischen der linearen Methode zur Bestimmung der aerodynamischen Dämpfung und der vorgeschlagenen Korrektur nach Gleichung (4.22). Die erste Eigenfrequenz lässt sich anhand der ausgelenkten Lage zu $f_{01} = 0,12$ Hz ermitteln.

Wie bereits in Kapitel 5.4.3 beschrieben, ist der Beitrag der ersten Eigenfrequenz an der Gesamtvarianz gering. Eine deutliche Erhöhung des Spektrums, wenn auch auf sehr niedrigem Niveau ist erst wieder bei rund 1 Hz erkennbar. Anhand des ausgelenkten Modells lassen sich in diesem Bereich Eigenformen unter starker Partizipation der den Masten entsprechenden Masse-Feder-Systeme erkennen. Im Folgenden wird vereinfachend angenommen, dass am Auflagerpunkt die Resonanz des jeweiligen Masts in der ersten Eigenschwingungsform maßgebend ist. Für den Mast T17 z. B. werden die Werte gem. Tabelle 6.4 gewählt, die sich daraus ergebende Verläufe der mechanischen Übertragungsfunktion sind in Abbildung 7.14 gegeben.

Um den Resonanzanteil zu erhalten, wird die mechanische Admittanz noch mit der Knoteneinflussfunktion sowie der Eigenform kombiniert [Dave'95]. Ein dementsprechendes, allgemeines Vorgehen ist auch normativ zur Bestimmung des Resonanzanteils [DIN'10a] festgelegt. Die sich daraus theoretisch ergebende Varianz der resonanten Anteile ist in Gleichung (7.10) gegeben.

$$\sigma_{Rj}^2 = \frac{4\bar{F}^2 \pi^2}{\bar{u}^2} \frac{1}{2\delta} f_{0j} \cdot S_{uu}(z_j, f_{0j}) \cdot R_h(\eta_{hj}) R_b(\eta_{bj}) \quad (7.10)$$

mit $R_h(\eta_h) R_b(\eta_b)$ nach Gleichung (3.9)

Ein Vergleich von linearer Theorie und Beobachtungen wird im Folgenden dargestellt.

7.4.4 Vergleich mit Beobachtungen und Simulation

Aus den Messungen geschätzte Antwortspektren lassen sich in drei Bereiche einteilen, entsprechend dem Böengrundanteil und den Resonanzanteilen von jeweils den Seilfeldern und den Masten. In Bezug auf Abbildung 7.9 (links) bzw. Abbildung 5.11 (links) wird der Bereich $f \in (0 \dots 0,1)$ Hz als Böengrundanteil festgelegt. Der Bereich $f \in [0,1 \dots 0,8]$ Hz wird dem Resonanzanteil der ersten Eigenfrequenz der Seilfelder zugeordnet. Aufgrund der sich aus Beobachtung und Simulation sowie der Extrapolation ergebenden geringen Anteile der höheren Frequenzen an der Gesamtenergie, wird dieser Resonanzanteil der Maste hier vernachlässigt.

Die Integrale über den jeweiligen Bereich werden durch Kumulation von Trapezen numerisch angenähert, wie in Abbildung 7.9 (rechts) dargestellt. Die sich so ergebenden Varianzen von Böengrund- und Resonanzanteilen über die ausgewerteten Ereignisse sind in Tabelle 7.3 zusammengefasst. Deutlich ist der durchwegs relativ große Böengrundanteil erkennbar. Die Resonanzanteile sind bei den Beobachtungen um einiges geringer, in der Simulation eines Starkwinder-

Tabelle 7.3: Vergleich der aus Messungen bzw. Simulation und linearer Theorie bestimmten Böengrund- und Resonanzanteile

Ereignis	Messung $\int S_{FF} df$ bzw. Theorie σ^2 in 10^3 N^2			
	$\int_0^{0,1} S_{FF} df$	σ_B^2	$\int_{0,1}^{0,8} S_{FF} df$	σ_{R1}^2
29.12.2011	46,38	111,29	13,46	29,25
03.01.2012	89,33	95,19	18,84	28,17
04.01.2012	27,29	56,66	12,91	16,55
09.02.2012	34,90	59,11	8,55	14,22
23.02.2012	57,32	68,48	10,91	16,07
26.08.2012	22,14	34,20	5,27	8,23
14.09.2012	21,48	44,79	6,68	10,51
05.12.2013	111,78	212,84	27,93	49,08
10.01.2015	78,81	93,93	10,18	21,66
Extrapolation	3.889,4	3.892,5	358,6	500,3

eignisses kann der Resonanzanteil sogar als vernachlässigbar angesehen werden.

Die sich aus Gleichung (7.8) und (7.10) ergebenden Böengrund-, bzw. Resonanzanteile sind ebenfalls in Tabelle 7.3 als theoretische Werte angegeben. Die zur theoretischen Bestimmung notwendigen Annahmen zu mittlerer Windgeschwindigkeit \bar{u} , Varianz σ_u^2 und mittlerer Windkraft \bar{F} sind Tabelle 5.2 und Tabelle 5.5 entnommen. Als maßgebendes konstantes Turbulenzspektrum wird ein von *Kármán* Spektrum nach Gleichung (5.4) mit jeweiligem mittleren Integrallängenmaß L_{ux} und lateralem Integrallängenmaß L_{uy} nach Tabelle 5.3 zugrunde gelegt. Für die generierten Windzeitreihen der Extrapolation ergibt sich als Mittelwert über alle Knoten auf Leiterseilhöhe $\bar{u} = 28,2 \text{ m/s}$, $\sigma_u^2 = 15,1 \text{ m}^2/\text{s}^2$, $L_{ux} = 76,5 \text{ m}$ und ein approximiertes $L_{uy} = 48 \text{ m}$.

Die relevanten Abmessungen des ersten Resonanzbereichs werden auf $b = L_2 + L_3 = 845,5 \text{ m}$ und $h = d = 4 \cdot 22,4 \text{ mm}$ festgelegt. Luftdichte $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$ und Kraftbeiwert $c_f = 1,0$ werden nach Freileitungsnorm [DIN'11] konstant angesetzt.

Die sich somit ergebenden theoretischen Werte überschätzen die Beobachtungen durchgehend, teilweise um den Faktor 2 im Fall von Böengrund- und Resonanzanteil. Bezogen auf die Standardabweichung, also die Wurzel aus der Varianz verringert sich die Überschätzung um die Wurzel. Dies kann im Fall des Böengrundanteils daran liegen, dass die Schätzung des maßgebenden lateralen Integrallängenmaßes nur mit Unsicherheiten möglich ist und offensichtlich eine zu hohe Korrelation angenommen wird. Für den Resonanzanteil werden diese mit Unsicherheiten geschätzten Größen noch gemittelt konstant für alle Stellen des Systems angenommen, was eine weitere mögliche Fehlerquelle darstellt. Die Übereinstimmung mit der Extrapolation ist sehr gut und kann Anbeacht der Vereinfachungen dieser Überlegung als zufriedenstellend angesehen werden. Auch tritt hier deutlich der Resonanzanteil hinter den Böengrundanteil in den Hintergrund.

7.5 Spitzenfaktoren

In Kapitel 7.2 wurde bereits auf die zentralen Momente, die zur Beschreibung der Häufigkeitsverteilung notwendig sind, eingegangen. Analog dazu wurde auch im Abschnitt 7.3 die Häufigkeitsverteilung der Seilkräfte für ein künstlich generiertes Windereignis als annähernd *Gauß*-verteilt beurteilt. Dies wird der Bestimmung des Spitzenbeiwerts nach Gleichung (4.24) zugrunde gelegt.

Aufgrund des vernachlässigbar geringen Resonanzanteils an der gesamten fluktuierenden Windkraftkomponente am Tragmast T17, sowie der niedrigen ersten Eigenfrequenz ergibt sich der Spitzenbeiwert $k_{p,G} = 3$, gleichermaßen durch Abschätzung der Frequenz der Böenreaktion ν_0 mithilfe der Nulldurchgänge nach Gleichung (4.25), als auch dem normativen Vorschlag von Gleichung (4.26).

Mit der zugrunde gelegten *Gauß*-Verteilung lässt sich die Übertretenswahrscheinlichkeit $1 - P_p(\alpha)$ einer definierten Schwelle α nach Gleichung (7.11) [Bend'00] bestimmen.

$$1 - P_p(\alpha) = \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \quad (7.11)$$

Für den gewählten Spitzenfaktor $k_p = 3$ und $\alpha = k_p \sigma_x = 3\sigma_x$ ergibt sich demnach eine Übertretenswahrscheinlichkeit von $1 - P_p(\alpha) = 0,011$.

8 Entwicklung eines Bemessungsvorschlags

8.1 Bemessungsansätze aus vorhandenen Normen

In Deutschland gelten zur Bemessung von Freileitungen je nach Spannungsebene separate Normen jeweils alle Bauteile umfassend, z. B. [DIN'11]. Hierin werden einerseits die Annahmen auf der Einwirkungsseite, wie Böenwindgeschwindigkeit und Geländeeigenschaften aus dem Nationalen Anhang der Windlastnorm [DIN'10c] übernommen, andererseits wird insbesondere für die Kraft aus Wind auf Leiterseile von der darin vorgeschlagenen Vorgehensweise der Strukturbeiwerte abgewichen. Über die Bemessungsvorschrift für Türme und Maste [DIN'10b] wird hierfür auch explizit auf die gültigen Freileitungsnorm verwiesen. Im Fall von horizontal weit spannenden Brücken findet sich eine Einschränkung der Gültigkeit der Windlastnorm auf „Brücken mit einer Spannweite bis zu 200 m“ [DIN'10a 1.1 (2), S. 11].

Einschlägige internationale Regelwerke [IEC'03] haben sich auf die Verwendung von sog. Spannweitenfaktoren (Strukturbeiwerte, die lediglich die Spannweite als Variable verwenden) festgelegt. Da keine weiteren Strukturparameter verwendet werden, wird hierbei von einer vernachlässigbar kleinen Resonanz ausgegangen. Für die Traglastbemessung der Maste, also die Beanspruchung bei hohen Windgeschwindigkeiten scheint diese Annahme, aufgrund der großen aerodynamischen Dämpfung naheliegend. Prinzipiell stellt dies allerdings eine Verallgemeinerung dar, die in speziellen Fällen nicht mehr als konservativ angesehen werden kann. Eine Parameterstudie soll im Folgenden die relevanten Parameter und die Gültigkeitsbereiche aufzeigen.

8.2 Parameterstudie zur Festlegung relevanter Parameter

8.2.1 Geländekategorie

Die Geländekategorie spielt einerseits eine Rolle bei der Bestimmung der mittleren Windkraft andererseits auch für die Turbulenzanregung. Da der Böengrundanteil einen wesentlichen Anteil an der fluktuierenden Windkraft einnimmt, sind die Turbulenzannahmen ein wichtiger Bestandteil. Insbesondere die Annahme der lateralen Verteilung, bezeichnet durch das laterale Integrallängenmaß oder die Abklingkonstante, konnte, wie schon gezeigt, als relevanter Parameter identifiziert werden.

Ein Vergleich einer Simulationsrechnung entsprechend den Annahmen in Kapitel 7.3 mit einer längenabhängigen Formulierung des Abklingfaktors gegenüber einer Simulationsrechnung mit konstantem $C_{uy} = 11$ in Abbildung 8.1 zeigt deutlich den Einfluss für den vorliegenden Leitungsabschnitt. So beträgt der Unterschied zwischen beiden Annahmen im Hinblick auf die Va-

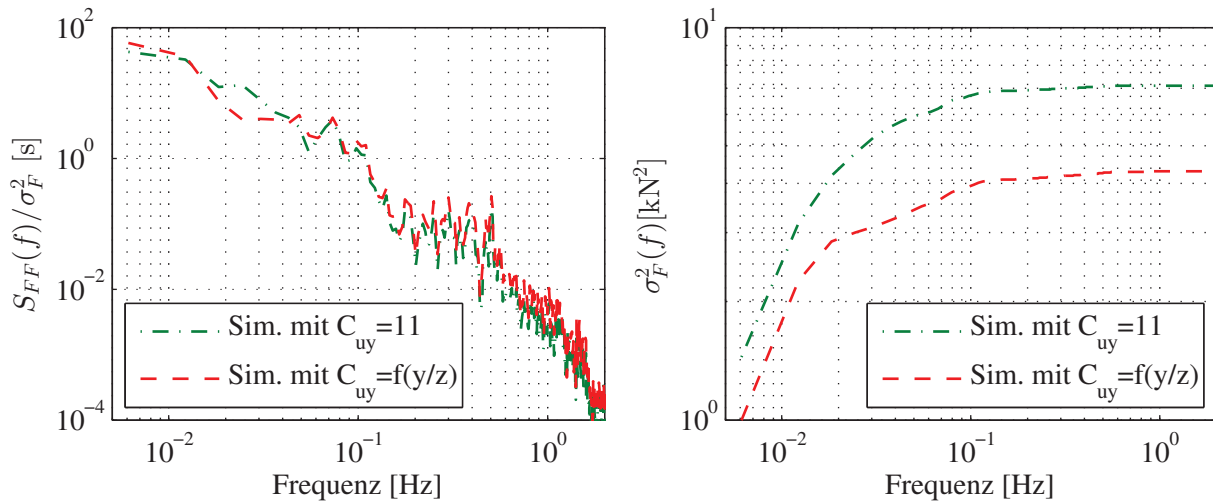


Abbildung 8.1: Vergleich von Autoleistungsdichtespektrum der Windkraft (links) und kumulierter Verlauf der Varianz über die Frequenz (rechts) der Simulation mit $C_{uy} = 11$ bzw. C_{uy} gemäß eigener Untersuchung

rianz fast das Doppelte. Eine adäquate Formulierung für das laterale Abklingverhalten der Kohärenz kann in dieser Arbeit nicht mit Bestimmtheit genannt werden, es ist jedoch zu vermuten, wie schon in Kapitel 3 behandelt, dass die normative Annahme vorrangig für horizontal kaum ausge dehnte Bauwerke zutreffend ist.

Andererseits werden die Annahmen zur Verteilung der mittleren Windgeschwindigkeit über die Höhe und die damit einhergehende Turbulenzintensität entsprechend den normativen Vorgaben berücksichtigt. Auch wenn diese Annahmen zum Windprofil ebenfalls nicht immer geeignet sind [Clob'11], so lässt sich zeigen, dass sie für den Großteil von Windereignissen zutreffend ist.

8.2.2 Seillänge und laterales Integrallängenmaß

Die horizontale Ausdehnung entspricht der Spannweite, die in zweierlei Weise Einfluss hat. Einerseits ist sie maßgebende Dimension der Lastfläche, andererseits ändert sich mit der Spannweite auch das mechanische System. Als Kombination beider Längen, lässt sich das Verhältnis $\lambda_L = L/L_{uy}$ als bemessungsrelevant herausstellen. Bei gleichbleibender Spannweite wird die Abklingkonstante geändert und das lateral Integrallängenmaß aus den generierten Windzeitreihen geschätzt. Die sich aus den Simulationen ergebenden Variationskoeffizienten der Windkraft sind in Abbildung 8.2 gegen λ_L aufgetragen, wobei für die Spannweite gleich die Windspannweite $L = (L_1 + L_2)/2$ angesetzt wird in Übereinstimmung mit den meisten Bemessungsvorschriften. Um die unterschiedlichen Simulationen miteinander vergleichen zu können, sind die quadrierten Variationskoeffizienten mit dem Faktor $\bar{u}^2/4\sigma_u^2$ normiert dargestellt. Dazu ist der entsprechende theoretische Verlauf der Knoteneinflussfunktion nach Gleichung (7.5) für eine rechteckige Einflusslinie für die Anwendung auf die Windspannweite dargestellt.

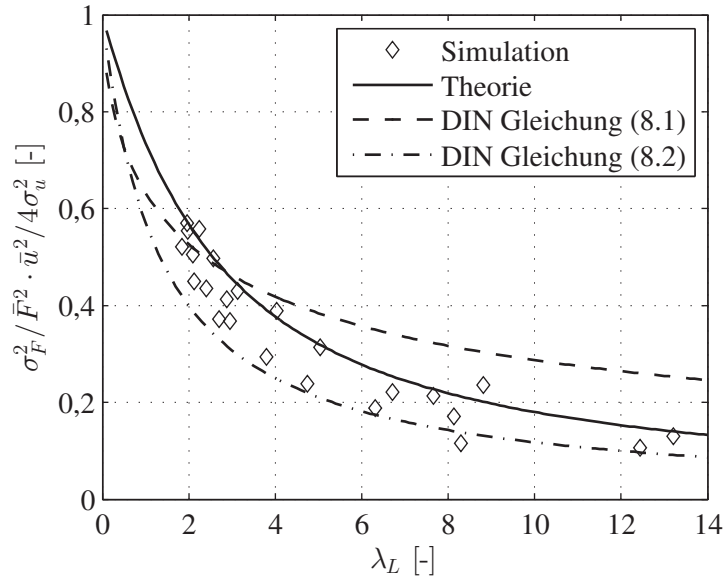


Abbildung 8.2: Normierter quadrierter Variationskoeffizient der Windkräfte gegen normierte Länge

Der Ordinatenwert entspricht dem Böengrundanteil B^2 , wie er auch in der Windlastnorm [DIN'10a, (B.3) bzw. (C.1)] alternativ in den Gleichungen (8.1) bzw. (8.2) angegeben wird. Hierin ist jeweils die Bauteilhöhe entsprechend dem Durchmesser der Leiterseile als vernachlässigbar angesehen. Weiterhin wird aus der Bauteilbreite b entsprechend der Windspannweite L und der Annahme des Integrallängenmaßes $L(z_S)$ gemäß Norm in longitudinaler Richtung, das Verhältnis $b/L(z_S) = L/L_{ux} = 0.5 L/L_{uy}$ gesetzt um die Abszissenwerte anzugleichen.

$$B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{b}{L(z_S)} \right)^{0,63}} \quad (8.1)$$

$$B^2 = \frac{1}{1 + 1,5 \frac{b}{L(z_S)}} \quad (8.2)$$

Deutlich lässt sich anhand Abbildung 8.2 die starke Abhängigkeit der fluktuierenden Bauwerksantwort vom Verhältnis des lateralen Integrallängenmaßes zur Bauwerkslänge erkennen. Dies lässt sich ebenfalls anhand der Knoteneinflussfunktion beschreiben und ist in guter Übereinstimmung. Daher wird ein Verfahren auf Grundlage dieses Vorgehens zur Berücksichtigung der Bauwerkslänge in Kapitel 8.3 weiter verfolgt. Im Gegensatz zu den Ansätzen aus der Norm, die dieses Verhalten vergleichsweise deutlich schlechter nachvollziehen.

8.2.3 Aerodynamischer Seilquerschnitt

Bereits aus den Windkanalversuchen zu den aerodynamischen Kraftbeiwerten der Einzel- und Bündelleiter kann man erkennen, dass der stark nichtlineare Verlauf bei eher geringen Windgeschwin-

digkeiten und entsprechend kleinen *Reynolds*-Zahlen auftritt. Bei größeren *Reynolds*-Zahlen wird eine asymptotische Annäherung an einen konstanten Kraftbeiwert erwartet [Peil'12]. Für die Bemessungssituation für die Tragmaste wird dieser nichtlineare aerodynamische Effekt der Einzelleiter daher als vernachlässigbar erachtet. Diese Annahme liegt den Extrapolationen bereits zugrunde.

Die Rotation der Bündelleiter bewirkt eine weitere Nichtlinearität, abhängig von der Bewegung des Bündelleiters. Wie bereits gezeigt, ist jedoch der Einfluss der Eigenbewegung des Seils gering aufgrund der aerodynamischen Dämpfung. Eine Vereinfachung, hin zu einem konstanten Kraftbeiwert scheint daher vertretbar. Im Hinblick auf die Vielzahl der möglichen Seilkonfigurationen und dem Fehlen von entsprechenden Windkanalversuchen, wird eine solche Annahme lediglich anhand des untersuchten Bündelquerschnitts untersucht.

Gegenübergestellt werden zwei Simulationen mit angenommenem nichtlinearem Verlauf des Kraft-

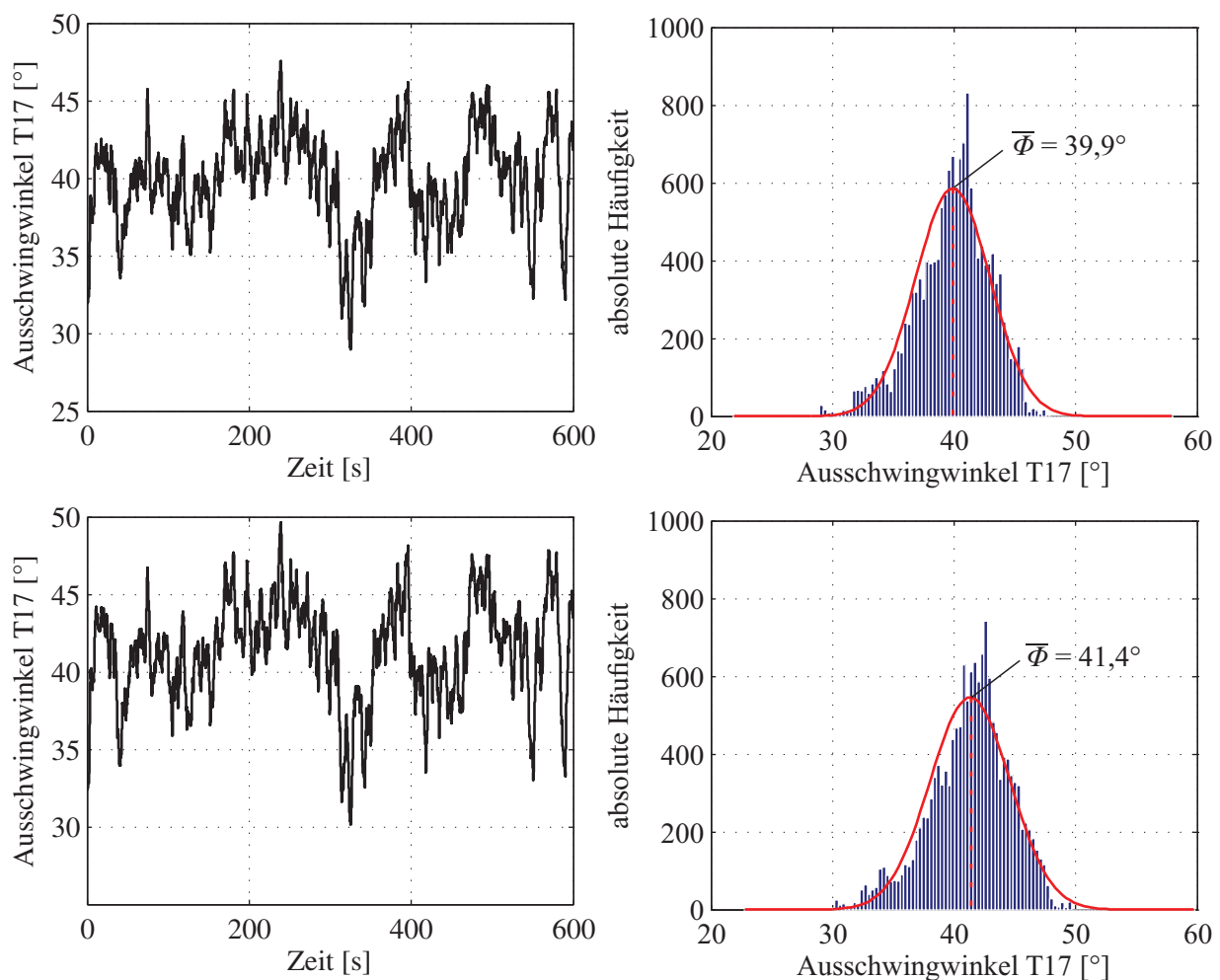


Abbildung 8.3: Gegenüberstellung von Zeitverlauf (links) und Häufigkeitsverteilung (rechts) der Simulation eines Windereignisses unter Berücksichtigung eines nichtlinearen Kraftbeiwerts (oben) bzw. eines konstanten Kraftbeiwerts (unten)

beiwerts hervorgerufen durch die Verdrehung des Bündelquerschnitts einerseits, andererseits ein stets konstant angenommener Kraftbeiwert $c_f = 1,0$ entsprechend den normativen Annahmen [DIN'11]. Hierbei wird jeweils dieselbe Windzeitreihe angesetzt.

Wie in Abbildung 8.3 zu erkennen ist, sind die Unterschiede vernachlässigbar gering. Auffallend ist, dass der Mittelwert der Simulation mit konstantem Kraftbeiwert geringfügig größer ist, als bei der nichtlinearen Berechnung. Gleiches lässt sich auch für die Standardabweichung ermitteln. Der Unterschied beträgt weniger als 5 % und liegt auf der sicheren Seite für den betrachteten Bündelquerschnitt. Allgemein wird hieraus abgeleitet, dass der Einfluss der Nichtlinearität durch die Verdrehung des Bündelquerschnitts aufgrund der Seilbewegung ebenfalls vernachlässigbar ist.

8.3 Abschätzung der maximalen Bauwerksantwort mit statistischem Modell

Unter Berücksichtigung der im Vorangegangenen beschriebenen Ergebnisse, lässt sich mit Hilfe des statistischen Modells, eine maximale Bauwerksantwort abschätzen.

$$\hat{R} = \bar{R} + k_p \sigma_R = \frac{\rho}{2} c_f d L \bar{u}^2 + k_p 2 \bar{R} I_u |J(\lambda_L)| \quad (8.3)$$

Die Funktionsparameter lassen sich für die mittlere Bauwerksantwort auf die Bauwerksabmessungen, nämlich Seildurchmesser d und Windspannweite L und mittlere Windgeschwindigkeit festlegen. Mit den zuvor getroffenen Vereinfachungen, lässt sich die Standardabweichung auf eine Funktion von mittlerer Windkraft, Turbulenzintensität I_u und dem Verhältnis $\lambda_L = L/L_{uy}$ reduzieren.

Hierfür müssen, wie schon zuvor, die Windverhältnisse entlang der Leitung auf jeweils einen Wert für mittlere Windgeschwindigkeit und Turbulenzintensität reduziert werden. Besonders für den höhenabhängigen Mittelwert sind hier adäquate Annahmen zu treffen, bzw. eine repräsentative Höhe zu finden. Wie in Abbildung 8.4 veranschaulicht, liegt das Problem im Seildurchhang und dem veränderlichen Geländeverlauf, was in unterschiedlichen Höhen über dem Gelände entlang des Seilfelds resultiert.

Anhand von Abbildung 8.4 ergibt sich die äquivalente Leiterseilhöhe z_e als das Integral der Höhendifferenz Δz über die repräsentierte Länge l , also dem Mittelwert. Gleichung (8.4) zeigt ebenso, wie

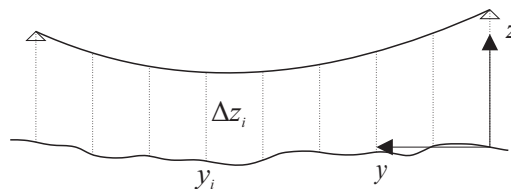


Abbildung 8.4: Prinzip zur Bestimmung einer dem gesamten Seilfeld äquivalenten Höhe über dem Gelände

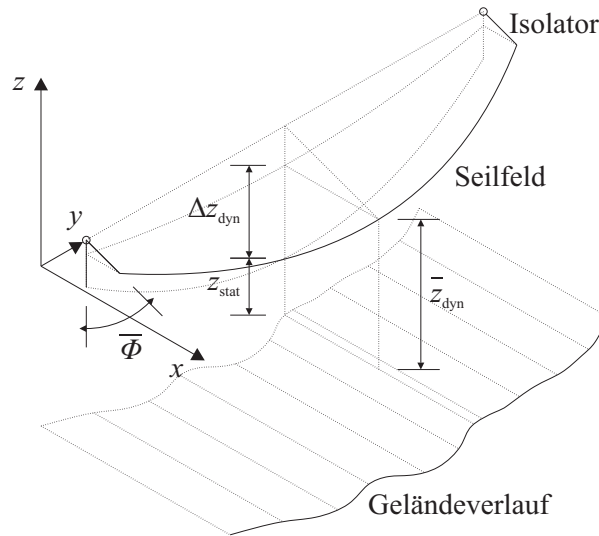


Abbildung 8.5: Skizzierte Erhöhung des Seilfelds aufgrund des mittleren Ausschwingwinkels

dieses Integral auch über eine begrenzte Anzahl von Stützpunkten angenähert werden kann.

$$z_e = \frac{1}{l} \int_0^l \Delta z(y) dy \approx \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \Delta z_i \quad (8.4)$$

Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass sich das Seil unter Windbelastung in einer ausgelenkten Lage befindet. Der statische Durchhang wird deshalb ersetzt durch einen dynamischen Durchhang. Dessen Mittelwert kann sich, abhängig von Spannweite und Seilzugspannung maßgeblich vom statischen Durchhang unterscheiden. Unter der Annahme eines unveränderlichen Geländeprofiles senkrecht zur Leitungsebene, lässt sich die mittlere Höhe über dem Gelände aus der mittleren ausgelenkten Lage der Seilfelder abschätzen. Das Problem hierbei besteht darin, dass sich in der praktischen Anwendung, die ausgelenkte Lage der Seile erst durch Annahme der Windgeschwindigkeit auf der Leiterseilhöhe ergibt. Ohne eine eingehende Simulation der Seilbewegung im veränderlichen Windfeld, sind hier möglichst konservative Annahmen zum Ausschwingwinkel im Vorfeld zu treffen. Geht man beispielsweise davon aus, dass sich die Seilfeldebene im Mittel um einen bestimmten Winkel verdreht, lässt sich der Höhenunterschied zur statischen Seillinie nach Gleichung (8.5) entsprechend der Überlegung in Abbildung 8.5 abschätzen.

$$\Delta z_{\text{dyn}} = z_{\text{stat}} - \bar{z}_{\text{dyn}} = z_{\text{stat}} - z_{\text{stat}} \cos \bar{\phi} = z_{\text{stat}} (1 - \cos \bar{\phi}) \quad (8.5)$$

Die Vernachlässigung der Windkraft auf die Form der Seillinie ist hierbei auf der sicheren Seite liegend, da sie eine Verlängerung des Seils und damit eine geringere Höhe bewirken würde. In der Simulation für den betrachteten Leitungsabschnitt ergibt sich für den Tragmast T17 die äquivalente Leiterseilhöhe der Windspannweite im statischen Zustand $z_{\text{stat}} = 26,6$ m, im Vergleich zur mittleren dynamischen Höhe $\bar{z}_{\text{dyn}} = 31,0$ m, also einem Höhenunterschied von $\Delta z_{\text{dyn}} = 4,4$ m. Bei einem mittleren Ausschwingwinkel der Simulation $\bar{\phi} = 39^\circ$ ergäbe sich der Höhenunterschied nach

Formel (8.5) zu $\Delta z_{\text{dyn}} = 5,9 \text{ m}$. Durch das angenommene Windprofil des Mischgebiets Binnenland bewirkt die Unterschätzung des Höhenunterschieds von statischer Ruhelage zur mittleren Auslenkung eine Unterschätzung der sich ergebenden mittleren Windkraft von ca. 10 %. Dies ist bei der Festlegung einer äquivalenten Leiterseilhöhe zu beachten.

Somit lässt sich die mittlere Bauwerksantwort aus der mittleren Windgeschwindigkeit auf der äquivalenten Leiterseilhöhe berechnen, gleiches gilt für die Turbulenzintensität und das Integrallängenmaß. Wie bereits eingehend behandelt, ist normativ lediglich ein Wert für das Integrallängenmaß in Windrichtung L_{ux} berücksichtigt, Angaben lateral dazu fehlen. Allerdings lässt sich anhand von den aus Messungen, sowie den generierten Windzeitreihen geschätzten Integrallängenmaßen durchaus die Annahme $L_{uy} = 0,5 L_{ux}$ [Holm'08] vertreten. Im Vergleich zu anderen Untersuchungen liegt man damit auf der sicheren Seite [Löss'83]

Spätestens hier lässt sich die Abhängigkeit von der Geländekategorie nicht mehr ignorieren. Bisher wurden alle Rechnungen für ein Mischgebiet im Binnenland durchgeführt, dies soll nun um weitere mögliche Geländekategorien erweitert werden.

8.4 Beiwert zur Erfassung des Böeneinflusses

Generell wird normativ mit den Böengeschwindigkeiten \hat{u} gerechnet. Um dem nicht gleichzeitig über die gesamte Leitungslänge wirkenden Böenstaudruck Rechnung zu tragen, wird sich den sog. Spannweitenfaktoren G_L bedient [Math'81]. Diese beschreiben das Verhältnis von größter zu erwartender Bauteilreaktion \hat{R} zu der sich theoretisch mit \hat{u} ergebenden Reaktion, s. Gleichung (8.6).

$$G_L = \frac{\hat{R}}{\frac{\rho}{2} c_f d L \hat{u}^2} \quad (8.6)$$

Durch Einsetzen von Gleichung (8.3) in (8.6) und weiteres Umformen, erhält man den Zusammenhang von Spannweitenfaktor und Reaktionsbeiwert G_c gemäß Gleichung (8.7).

$$G_L = \left(\frac{\bar{u}}{\hat{u}} \right)^2 G_c \quad (8.7)$$

$$\text{mit} \quad G_c = 1 + 2 k_p I_u |J(\lambda_L)| \quad (8.8)$$

Nach den Angaben im Regelwerk ist das Verhältnis von mittlerer Windgeschwindigkeit zu Böengeschwindigkeit \bar{u}/\hat{u} unabhängig von der Windzone, gleiches gilt für die Turbulenzintensität I_u .

Legt man die äquivalente Höhe über dem Gelände sowie die Geländekategorie fest, so lässt sich die maximale Bauwerksantwort als Funktion der Windspannweite annehmen. Da die Höhe über dem Gelände meist durch die geforderten elektrischen Mindestabstände vorgegeben ist, kann man einen Bereich der üblichen Leiterseilhöhen für Höchstspannungsleiter zwischen 20 und 50 m nennen.

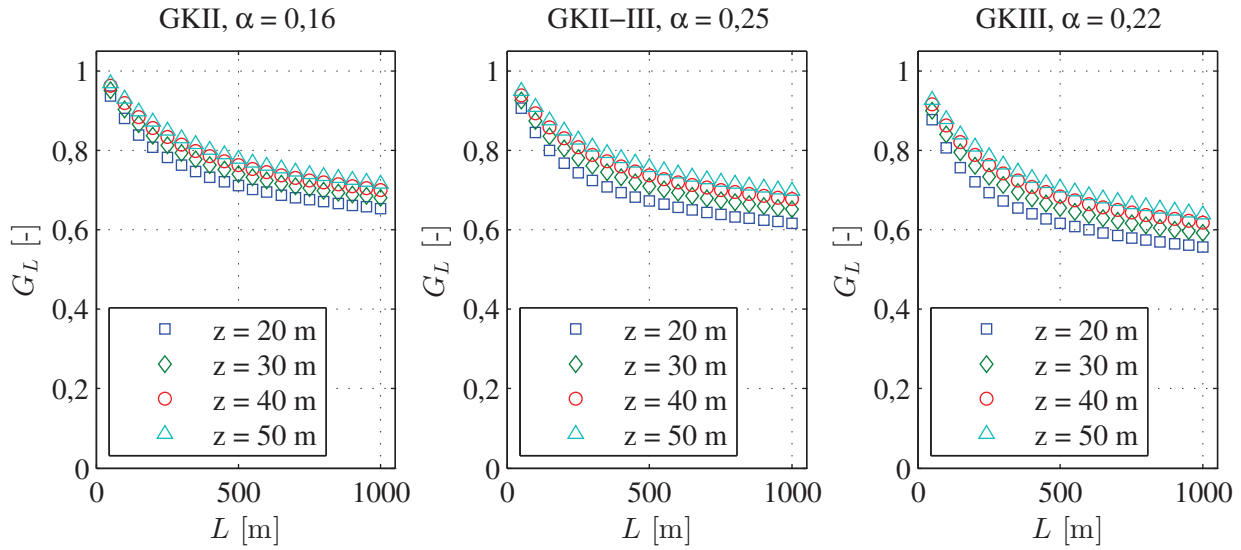


Abbildung 8.6: Spannenweitenfaktoren gegenüber der Spannweite unterschiedlicher Geländekategorien und mittlerer Höhen

Übliche Standorte sind Geländekategorien II-III, inklusive deren Mischprofil [DIN'10c]. Unter Verwendung der Knoteneinflussfunktion nach Gleichung (6.27) lassen sich die Verläufe der Spannenweitenfaktoren in Abhängigkeit der Windspannweiten für die gewählten Geländekategorien und Höhenbereiche wie in Abbildung 8.6 darstellen.

Wie in Abbildung 8.6 deutlich zu erkennen ist, nähern sich alle Spannenweitenfaktoren für Windspannweiten $L \rightarrow 0$ dem Wert 1. Für größer werdende Spannweiten fallen die Werte zunächst stark ab und flachen erst für Windspannweiten $L > 500$ m wieder ab. Dabei ist der Abfall am stärksten für die größte Geländerauigkeit. Mit zunehmender Höhe nimmt der Spannenweitenfaktor leicht zu, wobei der Einfluss der äquivalenten Leiterseilhöhe zwischen 20 und 50 m bei maximal 10-15 % liegt und am größten für die größte Geländerauigkeit ist. Für einen geringen Höhenunterschied, wie ihn die Berücksichtigung der statischen oder mittleren dynamischen Leiterseilposition bedeutet, ist der Unterschied demnach vernachlässigbar gering. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass mit Zunahme der fluktuierenden Windanteile, also mit abnehmender Höhe und Zunahme der Geländerauigkeit, der Wert des Spannenweitenfaktors abnimmt.

Um eine möglichst allgemeine Formulierung für alle möglichen Leitungsstandorte und -höhen zu erhalten, wird eine logarithmische Funktion entsprechend Gleichung (8.9) gewählt, deren drei Variablen a , b und c so angepasst werden können, dass eine möglichst gute Übereinstimmung zur analytischen Lösung des Spannenweitenfaktors in Abbildung 8.6 erreicht wird. Da es sich um einen Spannenweitenfaktor handelt, also $L > 0$ gilt, wird die logische Forderung für $\lim_{L \rightarrow 0} G_L = 1$, durch geeignete Wahl der Grenzen für die Windspannweiten L und Höhen über dem Gelände z erfüllt.

$$G_L = c - \frac{a \ln L}{z^b} \quad (8.9)$$

Eine Auswertung über die normativen Geländekategorien, inklusive des Mischgebiets Binnenland GKII-III für den Höhenbereich $20 \text{ m} \leq z \leq 100 \text{ m}$ und Spannweiten $L \geq 50 \text{ m}$ ergibt die in den Gleichungen (8.10) bis (8.14) angegebenen Annäherungen an die Spannweitenfaktoren.

$$\text{GKI} \quad G_L = 1,26 - \frac{0,12 \ln L}{z^{0,125}} \quad (8.10)$$

$$\text{GKII} \quad G_L = 1,33 - \frac{0,14 \ln L}{z^{0,12}} \quad (8.11)$$

$$\text{GKII-III} \quad G_L = 1,32 - \frac{0,15 \ln L}{z^{0,13}} \quad (8.12)$$

$$\text{GKIII} \quad G_L = 1,34 - \frac{0,16 \ln L}{z^{0,115}} \quad (8.13)$$

$$\text{GKIV} \quad G_L = 1,39 - \frac{0,18 \ln L}{z^{0,11}} \quad (8.14)$$

Die Anzahl an Möglichkeiten für Leitungsstandorte kann für den üblichen Leitungsbau berechtigterweise eingeschränkt werden. Gründe dafür sind einerseits die Ausdehnung und Ausrichtung der Leitungen, sowie eine relativ homogene Geländeformation, die ein Mischprofil Binnenland als den Regelfall vorsieht [DIN'10c]. Ebenso gibt es für die üblichen Leitungsverläufe einen beschränkten Höhenbereich. Somit ließen sich die Gleichungen für die Spannweitenfaktoren weiter zusammenfassen, wobei der Gültigkeitsbereich natürlich eingeschränkt wird.

9 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde das Tragverhalten von Freileitungsseilen unter turbulenter Windanregung unter Berücksichtigung der nichtlinearen Kraftübertragung sowie der großen geometrischen Nichtlinearitäten des Systems untersucht. Dabei wurde das Augenmerk auf die windinduzierten Schwingungen gelegt, da diese maßgebend für das Tragverhalten bei den für die Tragmasten bemessungsrelevanten Windgeschwindigkeiten sind.

Anhand von Windkanalversuchen wurden in laminarer Strömung die aerodynamische Kraftübertragung an Einzel- und Bündelleitern untersucht. Hierbei konnte festgestellt werden, dass der Verschattungseffekt unter quasistationären Annahmen abhängig von der Verdrehung des Bündelquerschnitts formuliert werden kann. In Anbetracht der Ziele der vorliegenden Untersuchungen wurde auf eine eingehendere Betrachtung der Kraftbeiwerte für alle Freiheitsgrade, wie Auftrieb und Torsion verzichtet. Zukünftige Untersuchungen mit Augenmerk auf weitere Leiterseilschwingungen sollten dies berücksichtigen. Hier könnte auch eine instationäre Kraftübertragung, die im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht wurde, möglicherweise von Bedeutung sein. Im Hinblick auf die Schwierigkeit der Messung der Druckverteilung entlang eines Leiterseilquerschnitts, sind hier die Vorteile einer numerischen Strömungssimulation, auch *computational fluid dynamics* CFD zu nennen. Angetrieben von einer abnehmenden Bedeutung des Rechenaufwands zeigen erste Untersuchungen hierzu, dass die Kopplung von CFD mit einem FE-Modell der Leitung vielversprechende Ergebnisse liefern kann [Keyh'13].

Das Tragverhalten von Freileitungsseilen wurde einerseits an Naturmessungen, andererseits anhand von Simulationen untersucht. Anhand der Naturmessungen konnten wertvolle Erkenntnisse über die Einwirkung, nämlich die laterale Windverteilung gewonnen werden. Die Einordnung in bestehende Untersuchungen ist hierbei sehr schwer aufgrund der eher geringen Anzahl an Untersuchungen hierzu, aber auch aufgrund der unterschiedlichen Vorgehensweisen, die teilweise einen großen Einfluss auf die Vergleichbarkeit haben können.

Während Langzeitmessungen in vertikaler Richtung eine große Grundlage haben, sind Langzeitmessungen in horizontaler Ausdehnung selten. Hier besteht weiterer Forschungsbedarf, um die in dieser Arbeit getroffenen Annahmen auf eine ebenfalls statistisch belastbare Grundlage zu stellen. Die hierin vorgestellte Messanlage scheint dafür eher wenig geeignet, da sie aufgrund der Leitungsrichtung stark eingeschränkt ist. Eine Erweiterung einer bestehenden vertikal angeordneten Messanlage an einem abgespannten Antennenmast in Gartow, um weitere Windmessstellen an den Abspannseilen, wie sie von Clobes [Clob'08] vorgeschlagen wird, scheint hier aussichtsreich, damit möglichst viele Windsektoren ausgewertet werden können.

Die beobachteten Windzeitreihen wurden verwendet, um ein Windfeld mit weiteren Knotenpunkten künstlich zu generieren. Es wurde ein Verfahren entwickelt, das es basierend auf der etablierten Wellenüberlagerungsmethode ermöglicht nicht nur die Windzeitreihen in ihren statistischen Eigenschaften zu reproduzieren, sondern auch in ihrem zeitlichen Verlauf. Somit können anhand der beschränkten Anzahl an beobachteten Windzeitreihen, feiner unterteilte und dennoch realitätsnahe Windfelder generiert werden.

Mithilfe dieser generierten Windzeitreihen wurde die gemessene Tragwerksantwort durch nichtlineare Berechnungen im Zeitbereich nachgestellt. Dabei wurde auf der einen Seite das Belastungsmodell validiert, auf der anderen Seite auch das vereinfachte mechanische Modell der Struktur. Die Annahme der quasistationären Kraftübertragung wurde als ausreichend erachtet für die Betrachtung der Auflagerreaktion. Ebenso sind die vereinfachenden Betrachtungen des Bündels als ein äquivalenter Einzelleiter sowie die Berücksichtigung der Masten durch Masse-Feder-System ausreichend für die in dieser Arbeit behandelten Fragestellungen.

Darin wurde neben der Modellvalidierung insbesondere auf die Nichtlinearitäten der Einwirkung sowie des Systems eingegangen. Auf der Einwirkungsseite wurde eingehend die Entstehung der aerodynamischen Dämpfung aus der Relativgeschwindigkeit zwischen anströmender Luft und Bauwerk untersucht. Die lineare Beschreibung der aerodynamischen Dämpfung, wie sie normativ vorgeschlagen wird, wurde als nicht anwendbar für die großen Bewegungen der Freileitungsseile identifiziert. Stattdessen wird basierend auf Windkanalversuchen und Simulationen eine Linearisierung um den Arbeitspunkt vorgeschlagen. Somit gelingt es, die aerodynamische Dämpfung realitätsnäher zu erfassen. Die Bedeutung der aerodynamischen Dämpfung auf die windinduzierten Schwingungen wurde hervorgehoben. Eine adäquate Berücksichtigung ist demnach unerlässlich. Inwiefern dies auch für andere Arten von Schwingungen relevant ist, insbesondere für Schwingungen in Seilebene, ist offen und sollte Inhalt weiterführender Untersuchungen sein.

Basierend auf der in dieser Arbeit getroffenen Annahmen zur lateralen Windverteilung, konnten die Vorgaben aus der Windlastnorm [DIN'10a] zum 50-Jahres-Windereignis dahingehend erweitert werden, dass sie auch für Bauwerke größerer horizontaler Ausdehnung Anwendung finden können. Es konnte gezeigt werden, dass ein solches Windereignis weitaus besser mit Beobachtungen und geläufigen Vorstellungen der lateralen Ausdehnung der Böenballen übereinstimmt.

Die Ergebnisse der Bauwerksreaktion, nämlich der Auflagerkraft am Tragmast wurden in einer Parameterstudie hinsichtlich ihrer Sensibilität auf die verschiedenen, auch nichtlinearen Annahmen untersucht. Abhängig von der betrachteten Schnittgröße, konnte das Vorgehen der Linearisierung des Systems um einen Arbeitspunkt bestätigt werden. Als relevanter Parameter für den Schwankungsanteil der Auflagerkraft am Tragmast wurde das Verhältnis von Bauteil zu Böenballenbreite identifiziert, sowie die Berücksichtigung der aerodynamischen Dämpfung. Während erstgenannter Parameter insbesondere den quasistatisch wirkenden Böengrundanteil der fluktuierenden Bauwerksreaktion beeinflusst, ist letztgenannter Ursache für die Unterdrückung möglicher Resonanzanteile.

Das Ziel des Forschungsvorhabens, aus dem diese Arbeit entstand, ist es, die für die Bemessung der Tragmasten oft relevante Kraft aus dem Lastfall Wind auf die Leiterseile zu beschreiben. Der Leitungsabschnitt, der für die Messungen und Berechnungen gewählt wurde, kann als typisch für die häufigsten Leitungsabschnitte dieser Spannungsebene gesehen werden. Extremsituationen, wie z. B. Flussüberquerungen oder Leitungsführungen im Gebirge wurden nicht untersucht. Für diese Fälle, die u. a. mit großen Aufwinden oder der Gefahr von Vereisung einhergehen, sollten Bestandteile weitere Untersuchungen sein. Die in dieser Arbeit gefundenen Ergebnisse zu aerodynamischer Dämpfung und lateraler Windverteilung sollten dabei Berücksichtigung finden. Für den Standardfall, der auch den Annahmen zugrunde gelegt wurde, konnte gezeigt werden, dass eine Berücksichtigung der Höhe über dem Gelände teilweise großen Einfluss auf den anzunehmenden Böengrundanteil hat. Das bisherige Vorgehen, lediglich die Höhe des Aufhängepunkts des Seils am Tragmast als äquivalente Leiterseilhöhe kann weder als konservativ noch als in allen Fällen unsicher bezeichnet werden. Es muss jedoch davon ausgegangen werden, dass eine zuverlässige, aber auch wirtschaftliche Bemessung der Tragmasten nur mit einer genaueren Berücksichtigung der Leiterseilhöhen erreicht werden kann.

Literatur

- [Aas'01] *Aas-Jakobsen, K. und Strømmen, E.*: Time domain buffeting response calculations of slender structures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 89 (5), S. 341-364, 2001
- [Abos'14] *Aboshosha, H., Bitsuamlak, G. und El Damatty, A. A.*: Dynamic response of a transmission line conductor under downburst wind using LES. *CWE 2014 - 6th International Symposium on Computational Wind Engineering*, Hamburg, Germany, 2014
- [Aero'14] *AeroWest, DigitalGlobe, GeoBasis-DE/BKG, GeoContent und Landsat*: Luftbild Leitungsabschnitt Bentwisch. Google, 2014
- [Andr'06] *Andreu, A., Gil, L. und Roca, P.*: A new deformable catenary element for the analysis of cable net structures. *Computers & Structures*, 84 (29–30), S. 1882-1890, 2006
- [Ball'92] *Ball, N. G., Rawlins, C. B. und Renowden, J. D.*: Wind tunnel errors in drag measurements of power conductors. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 41 (1–3), S. 847-857, 1992
- [Bathe'82] *Bathe, K. J.*: Finite Element Procedures in Engineering Analysis. Prentice-Hall, Inc., New Jersey, 1982
- [Bathe'02] *Bathe, K. J. und Zimmermann, P.*: Finite-Elemente-Methoden. Springer, Berlin [u.a.], 2002
- [Behr'04] *Behrens, M.*: Aerodynamische Admittanzansätze zur Böenwirkung auf hohe, schlanke Bauwerke. Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2004
- [Bend'00] *Bendat, J. S. und Piersol, A. G.*: Random Data: Analysis and Measurement Procedures. Third edn., John Wiley & Sons, Inc., New York, 2000
- [Broc'91] *Brockwell, P. J. und Davis, R. A.*: Time Series: Theory and Methods. Springer, New York, 1991
- [Busch'68] *Busch, N. E. und Panofsky, H. A.*: Recent spectra of atmospheric turbulence. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 94 (400), S. 132-148, 1968

- [Cara'10] *Carassale, L. und Piccardo, G.*: Non-linear discrete models for the stochastic analysis of cables in turbulent wind. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 45 (3), S. 219-231, 2010
- [Clob'08] *Clobes, M.*: Identifikation und Simulation instationärer Übertragung der Windturbulenz im Zeitbereich. Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Shaker, Aachen, 2008
- [Clob'11] *Clobes, M., Willecke, A. und Peil, U.*: Shape-dependent characteristics of full-scale wind profiles. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 99 (9), S. 919-930, 2011
- [Cluni'08] *Cluni, F., Gusella, V. und Bartoli, G.*: Wind tunnel scale model testing of suspended cables and numerical comparison. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics : the journal of the International Association for Wind Engineering*, 96 (6), S. 1134-1141, 2008
- [Dave'61] *Davenport, A. G.*: The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 87 (372), S. 194-211, 1961
- [Dave'67] *Davenport, A. G.*: Gust loading factors. *Journal of the Structural Division ASCE*, 93 (3), S. 11-34, 1967
- [Dave'79] *Davenport, A. G.*: *Gust Response Factors For Transmission Line Loading*. Pergamon Press, Fort Collins, 1979
- [Dave'95] *Davenport, A. G.*: How can we simplify and generalize wind loads? *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 54-55, S. 657-669, 1995
- [Deno'05] *Denoël, V.*: Accounting for coherence in wind forces in finite element models. *Structural Dynamics EUROLYN 2005*, S. 2219-2224, Paris, 2005
- [Paola'98] *Di Paola, M.*: Digital simulation of wind field velocity. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 74-76 (0), S. 91-109, 1998
- [DIN'75] *DIN 48006-2: 1975*: Isolatoren für Starkstrom-Freileitungen: Teil 2: Langstabisolatoren LG mit Gabelkappen. Deutsche Elektrotechnische Kommission im DNA und VDE, Deutschland, 1975
- [DIN'84] *DIN 48204: 1984*: Leitungsseile: Aluminium-Stahl-Seile. Deutsche Elektrotechnische Kommission im DIN und VDE (DKE), Deutschland, 1984

- [DIN'10a] *DIN EN 1991-1-4: 2010*: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke: Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen - Windlasten. Deutsches Institut für Normung, e. V., Deutschland, 2010a
- [DIN'10b] *DIN EN 1993-3-1: 2010*: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten: Teil 3-1: Türme, Maste und Schornsteine - Türme und Maste. Deutsches Institut für Normung, e. V., Deutschland, 2010b
- [DIN'10c] *DIN EN 1991-1-4/ NA: 2010*: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke: Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen - Windlasten. Deutsches Institut für Normung, e. V., Deutschland, 2010c
- [DIN'11] *DIN EN 50341-3-4: 2011*: Freileitungen über AC 45 kV: Teil 3-4: Nationale Normative Festlegungen für Deutschland. Deutsches Institut für Normung, e. V., Deutschland, 2011
- [Drey'04] *Dreyer, O.*: Regen-Wind induzierte Seilschwingungen in laminarer und turbulenter Strömung. Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2004
- [Dua'12] *Dua, A.*: Dynamic Response of Transmission Tower-Line System under Turbulent Wind Load. Master Thesis, Indian Institute of Technology Delhi, 2012
- [Dyrb'88] *Dyrbye, C. und Hansen, S. O.*: Calculation of joint acceptance function for line-like structures. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 31 (2–3), S. 351-353, 1988
- [Dyrb'97] *Dyrbye, C. und Hansen, S. O.*: Wind loads on structures. John Wiley & Sons, Ltd., Chichester, New York, 1997
- [EPRI'09] *EPRI*: Transmission Line Reference Book: wind-induced conductor motion. 2nd Edition, Electric Power Research Inst., Palo Alto, CA, 2009
- [ESDU'76] *ESDU 74030*: Characteristics of atmospheric turbulence near the ground: Part I: definitions and general information. Engineering Sciences Data Unit, London, 1976
- [ESDU'84] *ESDU 83045*: Strong winds in the atmospheric boundary layer: Part 2: discrete gust speeds. Engineering Sciences Data Unit, London, 1984
- [Fage'29] *Fage, A. und Warsap, J. H.*: The effects of turbulence and surface roughness on the drag of a circular cylinder. Aeronautical Research Committee - Reports and memoranda No. 1283 (Ae. 429.), London, 1929

- [Flor'98] *Floris, C. und Iseppi, L. d.*: The peak factor for gust loading: A review and some new proposals. *Meccanica*, 33 (3), S. 319-330, 1998
- [Foken'03] *Foken, T.*: Angewandte Meteorologie: mikrometeorologische Methoden. Springer, 2003
- [Foken'96] *Foken, T. und Wichura, B.*: Tools for quality assessment of surface-based flux measurements. *Agricultural and Forest Meteorology*, 78 (1-2), S. 83-105, 1996
- [Gatt'07] *Gattulli, V., Martinelli, L., Perotti, F. und Vestroni, F.*: Dynamics of suspended cables under turbulence loading: Reduced models of wind field and mechanical system. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 95 (3), S. 183-207, 2007
- [Groß'00] *Groß, V.*: Numerische Simulation des Seiltanzens von Hochspannungs-Freileitungen Seiltanzen von Freileitungen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2000
- [Hajd'78] *Hajduk, J. und Osiecki, J.*: Zugsysteme: Theorie und Berechnung. VEB Fachbuchverl., 1978
- [Hans'88] *Hansen, S. O. und Dyrbye, C.*: Along-wind response of line-like structures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 30 (1-3), S. 27-34, 1988
- [Hardy'95] *Hardy, C. und Dyke, P. V.*: Field Observations on Wind-Induced Conductor Motions. *Journal of Fluids and Structures*, 9 (1), S. 43-60, 1995
- [Holm'97] *Holmes, J. D.*: Equivalent time averaging in wind engineering. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics : the journal of the International Association for Wind Engineering*, 72 (1-3), S. 411-420, 1997
- [Holm'07] *Holmes, J. D.*: Wind loading of structures. Second edn, Taylor & Francis, London [u.a.], 2007
- [Holm'08] *Holmes, J. D.*: Recent developments in the specification of wind loads on transmission lines. *Journal of Wind & Engineering*, 5 (1), S. 8-18, 2008
- [Houle'91] *Houle, S., Hardy, C. und Ghannoum, E.*: Static and dynamic testing of transmission lines subjected to real wind conditions. *Cigré Symposium*, S. 33-91, Leningrad, 1991

- [Huang'13] *Huang, M., Lou, W., Chan, C.-M. und Bao, S.*: Peak factors of non-Gaussian wind forces on a complex-shaped tall building. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 22 (14), S. 1105-1118, 2013
- [IEC'03] *IEC 60826*: Design criteria of overhead transmission lines: International Electrotechnical Commission, Geneva, 2003
- [Irvi'74] *Irvine, H. M. und Caughey, T. K.*: The Linear Theory of Free Vibrations of a Suspended Cable. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 341 (1626), S. 299-315, 1974
- [Jaya'81] *Jayaraman, H. B. und Knudson, W. C.*: A curved element for the analysis of cable structures. *Computers & Structures*, 14 (3-4), S. 325-333, 1981
- [Kada'88] *Kadaba, R.*: Response of electrical transmission line conductors to extreme wind using field data. PhD Thesis, Texas Tech University, Lubbock, Texas, 1988
- [Kaim'72] *Kaimal, J. C., Wyngaard, J. C., Izumi, Y. und Cote, O. R.*: Spectral Characteristics of Surface-Layer Turbulence. *Dtic and Ntis*, 1972
- [Karo'98] *Karoumi, R.*: Response of Cable-Stayed and Suspension Bridges to Moving Vehicles. Doctoral Thesis, Royal Institute of Technology KTH, Stockholm, 1998
- [Karo'99] *Karoumi, R.*: Some modeling aspects in the nonlinear finite element analysis of cable supported bridges. *Computers & Structures*, 71 (4), S. 397-412, 1999
- [Keyh'13] *Keyhan, H., McClure, G. und Habashi, W. G.*: Dynamic analysis of an overhead transmission line subject to gusty wind loading predicted by wind-conductor interaction. *Computers & Structures*, 122 (0), S. 135-144, 2013
- [Kieß'01] *Kießling, F., Nefzger, P. und Kaintzyk, U.*: Freileitungen. Springer, Berlin [u.a.], 2001
- [Kris'79] *Kristensen, L. und Jensen, N. O.*: Lateral coherence in isotropic turbulence and in the natural wind. *Boundary-Layer Meteorology*, 17 (3), S. 353-373, 1979
- [Kris'81] *Kristensen, L., Panofsky, H. und Smith, S.*: Lateral coherence of longitudinal wind components in strong winds. *Boundary-Layer Meteorology*, 21 (2), S. 199-205, 1981
- [Kwon'09] *Kwon, D.-K. und Kareem, A.*: Peak factor for non-Gaussian processes revisited. 7th Asia-Pacific Conference on Wind Engineering, Taipei, 2009

- [Lanz'05] *Lanzinger, E. und Langmack, H.*: Measuring Air Temperature by using an Ultrasonic Anemometer WMO Technical Conference on Meteorological and Environmental Instruments and Methods of Observation (TECO-2005), Bucharest, Romania, 2005
- [Laro'97] *Larose, G. L.*: The dynamic action of gusty winds on long-span bridges. PhD Thesis, Technical University of Denmark DTU, Lyngby, 1997
- [Leib'64] *Leibfried, W. und Mors, H.*: Die Bündelleiter-Versuchsanlage Hornisgrinde, der Badenwerk AG, Karlsruhe. Badenwerk AG, Karlsruhe, 1964
- [Lore'98] *Loredo-Souza, A. M. und Davenport, A. G.*: The effects of high winds on transmission lines. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 74-76, S. 987-994, 1998
- [Löss'83] *Lösslein, H.*: Messung der Starkwindstruktur und deren Auswirkung auf das Windlastkonzept von Bauwerken. Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 1983
- [Lutes'04] *Lutes, L. D. und Sarkani, S.*: Random Vibrations: Analysis of Structural and Mechanical Systems. Elsevier Butterworth-Heinemann, Amsterdam [u.a.], 2004
- [Mann'98] *Mann, J.*: Wind field simulation. Probabilistic Engineering Mechanics, 13 (4), S. 269-282, 1998
- [Manu'68] *Manuzio, C.*: Wind effects on suspended cables. International Research Seminar on Wind Effects on Buildings and Structures, S. 337-370, Ottawa, Canada, 1968
- [Math'81] *Matheson, M. J. und Holmes, J. D.*: Simulation of the dynamic response of transmission lines in strong winds. Engineering Structures, 3 (2), S. 105-110, 1981
- [Clure'03] *McClure, G. und Lapointe, M.*: Modeling the structural dynamic response of overhead transmission lines. Computers & Structures, 81 (8-11), S. 825-834, 2003
- [Momo'97] *Momomura, Y., Marukawa, H., Okamura, T., Hongo, E. und Ohkuma, T.*: Full-scale measurements of wind-induced vibration of a transmission line system in a mountainous area. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 72, S. 241-252, 1997
- [MuRe'11] *Münchener Rück*: Topics Geo. Naturkatastrophen 2010 - Analysen, Bewertungen, Positionen, München, 2011
- [MuRe'14] *Münchener Rück*: Topics Geo. Naturkatastrophen 2013 - Analysen, Bewertungen, Positionen, München, 2014

- [Niem'96] *Niemann, H. J., Höffer, R., Hölscher, N. und Kasperski, M.*: Chapter 2: Dynamic actions. Dynamics of civil engineering structures. Hrsg. W. B. Krätzig und H. J. Niemann, A. A. Balkema, Rotterdam [u.a.], 1996
- [Niem'03] *Niemann, H. J. und Peil, U.*: Windlasten auf Bauwerke. Stahlbau-Kalender 2003. Hrsg. U. Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2003
- [Palk'90] *Pałkowski, S.*: Statik der Seilkonstruktionen. Berlin [u.a.], 1990
- [Palu'07] *Paluch, M. J., Cappellari, T. T. O. und Riera, J. D.*: Experimental and numerical assessment of EPS wind action on long span transmission line conductors. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 95 (7), S. 473-492, 2007
- [Peil'00] *Peil, U.*: Bauen mit Seilen. Stahlbau-Kalender 2000. Hrsg. U. Kuhlmann, Ernst & Sohn, Berlin, 2000
- [Peil'05] *Peil, U.*: Statik der Dachtragwerke von Stadien. Stahlbau, Jg. 2005 (3), S. 159-177, 2005
- [Peil'12] *Peil, U., Clobes, M. und Aizpurua, H.*: Bericht über Windkanalversuche an Leiterseilen von Hochspannungsleitern. [interner] Versuchsbericht im Rahmen des Forschungsvorhabens MOSYTRAF für die Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2012
- [Peil'07] *Peil, U. und Steiln, O.*: Regen-Wind-induzierte Schwingungen – ein State-of-the-Art Report. Stahlbau, 76 (1), S. 34-46, 2007
- [Peil'96] *Peil, U. und Telljohann, G.*: Lateral turbulence and dynamic response. Structural Dynamics EUROLYN '96, S. 207-211, Florence, 1996
- [Pete'96] *Petersen, C.*: Dynamik der Baukonstruktionen. Vieweg Verlag, Braunschweig [u. a.], 1996
- [Riera'10] *Riera, J. D. und Oliveira, T. T.*: Wind-structure interaction in conductor bundles in transmission lines. Structure and Infrastructure Engineering: Maintenance, Management, Life-Cycle Design and Performance, 6 (4), S. 435 - 446, 2010
- [Rusc'82] *Ruscheweyh, H.*: Dynamische Windwirkung an Bauwerken. Bauverlag, Wiesbaden, 1982
- [Caet'07] *Sá Caetano, E.*: Cable vibrations in cable-stayed bridges. IABSE [u.a.], 2007

- [Sachs'68] *Sachs, L.*: Statistische Auswertungsmethoden. Springer, Berlin [u.a.], 1968
- [Şafak'08] *Şafak, E.*: Introduction to Stochastic Analysis of Structural Vibrations (Random Vibrations). Bogazici University, Istanbul, 2008
- [Sche'80] *Scheer, J. und Falke, J.*: Zur Berechnung geneigter Seile. Bauingenieur, 55 (5), S. 169-173, 1980
- [Shap'65] *Shapiro, S. S. und Wilk, M. B.*: An Analysis of Variance Test for Normality (Complete Samples). Biometrika, 52 (3/4), S. 591-611, 1965
- [Sheh'05] *Shehata, A. Y., El Damatty, A. A. und Savory, E.*: Finite element modeling of transmission line under downburst wind loading. Finite Elements in Analysis and Design, 42 (1), S. 71-89, 2005
- [Shin'87] *Shinozuka, M.*: Stochastic Fields and their Digital Simulation. Stochastic Methods in Structural Dynamics. Hrsg. G. I. Schuëller und M. Shinozuka, Springer Netherlands, 1987
- [Shin'72] *Shinozuka, M. und Jan, C. M.*: Digital simulation of random processes and its applications. Journal of Sound and Vibration, 25 (1), S. 111-128, 1972
- [Simiu'96] *Simiu, E. und Scanlan, R. H.*: Winds Effects on Structures: Fundamentals and Applications to Design. Wiley, 1996
- [Simp'72] *Simpson, A.*: Determination of the natural frequencies of multiconductor overhead transmission lines. Journal of Sound and Vibration, 20 (4), S. 417-449, 1972
- [Sola'87] *Solari, G.*: Turbulence Modeling for Gust Loading. Journal of Structural Engineering, 113 (7), S. 1550-1569, 1987
- [Sola'93] *Solari, G.*: Gust Buffeting. I - Peak Wind Velocity and Equivalent Pressure. Journal of structural engineering, 119 (2), S. 365-382, 1993
- [Sola'01] *Solari, G. und Piccardo, G.*: Probabilistic 3-D turbulence modeling for gust buffeting of structures. Probabilistic Engineering Mechanics, 16 (1), S. 73-86, 2001
- [Sten'14] *Stengel, D. und Mehdiانpour, M.*: Finite Element Modelling of Electrical Overhead Line Cables under Turbulent Wind Load. Journal of Structures, 2014, 2014
- [Szil'82] *Szillard, R.*: Finite Berechnungsmethoden der Strukturmechanik: Band 1 Stabwerke. Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin [u.a.], 1982

- [Tayl'38] *Taylor, G. I.*: The Spectrum of Turbulence. Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 164 (919), S. 476-490, 1938
- [Tell'98] *Telljohann, G.*: Turbulenzmodellierung des Windes für Schwingungsuntersuchungen hoher, schlanker Bauwerke. Dissertation, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 1998
- [Teun'80] *Teunissen, H. W.*: Structure of mean winds and turbulence in the planetary boundary layer over rural terrain. Boundary-Layer Meteorology, 19 (2), S. 187-221, 1980
- [Thai'11] *Thai, H.-T. und Kim, S.-E.*: Nonlinear static and dynamic analysis of cable structures. Finite elements in analysis and design : the international journal of applied finite elements a. computer aided engineering, 47 (3), S. 237-247, 2011
- [Math'14] *The Mathworks, Inc.*: MATLAB R2014a. Signal Processing Toolbox, Version 6.21, 2014
- [Thie'12] *Thiele, K. und Clobes, M.*: Bericht über Windkanalversuche zur aerodynamischen Dämpfung an Leiterseilen von Hochspannungsleitern. [interner] Versuchsbericht im Rahmen des Forschungsvorhabens MOSYTRAF für die Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2012
- [Thies'10] *Thies CLIMA*: Bedienungsanleitung Ultrasonic Anemometer 2D. Adolf Thies GmbH & Co KG, Göttingen, 2010
- [VDI'02] *VDI*: VDI-Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. VDI-Verlag, Düsseldorf, 2002
- [VEAG'92] *VEAG, Vereinigte Energiewerke Aktiengesellschaft*: Trassenplan 380-kV-Leitung Rostock - Bentwisch. 1992
- [Vick'65] *Vickery, B. J.*: On the flow behind a coarse grid and its use as a model of atmospheric turbulence in studies related to wind loads on buildings. NPL-AERO-Report No. 1143, 1965
- [Volm'99] *Volmer, M.*: Stochastische Schwingungen an ausgedehnten Seilfeldern und ihre Anwendung zur Spurweitenberechnung an Seilbahnen. Dissertation, ETH Zürich, Zürich, 1999
- [Wang'94] *Wang, Z.-H.*: Schwingungsverhalten der Abspannseile von Masten unter Berücksichtigung von Böenbelastung. Dissertation, Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Karlsruhe, 1994

- [Wang'11] Wang, Z., McCarthy, T. und Sheikh, M. N.: Taut-slack algorithm for analyzing the geometric nonlinearity of cable structures. 21st International Offshore and Polar Engineering Conference, S. 188-194, Maui, Hawaii, 2011
- [Welch'67] Welch, P. D.: The use of fast Fourier transform for the estimation of power spectra: A method based on time averaging over short, modified periodograms. IEEE Transactions on Audio and Electroacoustics, 15 (2), S. 70-73, 1967
- [Wint'88] Winterstein, S.: Nonlinear Vibration Models for Extremes and Fatigue. Journal of engineering mechanics, 114 (10), S. 1772-1790, 1988
- [Yan'10] Yan, B., Lin, X., Luo, W., Chen, Z. und Liu, Z.: Numerical Study on Dynamic Swing of Suspension Insulator String in Overhead Transmission Line under Wind Load. IEEE transactions on power delivery: PWRD; a publ. of the Power Engineering Society, Jg. 2010 (1), S. 248-260, 2010
- [Yang'10] Yang, M. G., Chen, Z. Q. und Hua, X. G.: A new two-node catenary cable element for the geometrically non-linear analysis of cable-supported structures. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 224 (6), S. 1173-1184, 2010
- [Yasui'99] Yasui, H., Marukawa, H., Momomura, Y. und Ohkuma, T.: Analytical study on wind-induced vibration of power transmission towers. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 83 (1-3), S. 431-441, 1999
- [Zurm'64] Zurmühl, R.: Matrizen und ihre technischen Anwendungen. Springer, Berlin [u. a.], 1964

A Aerodynamische Windkanalversuche an einem Einzel- und Bündelleiter

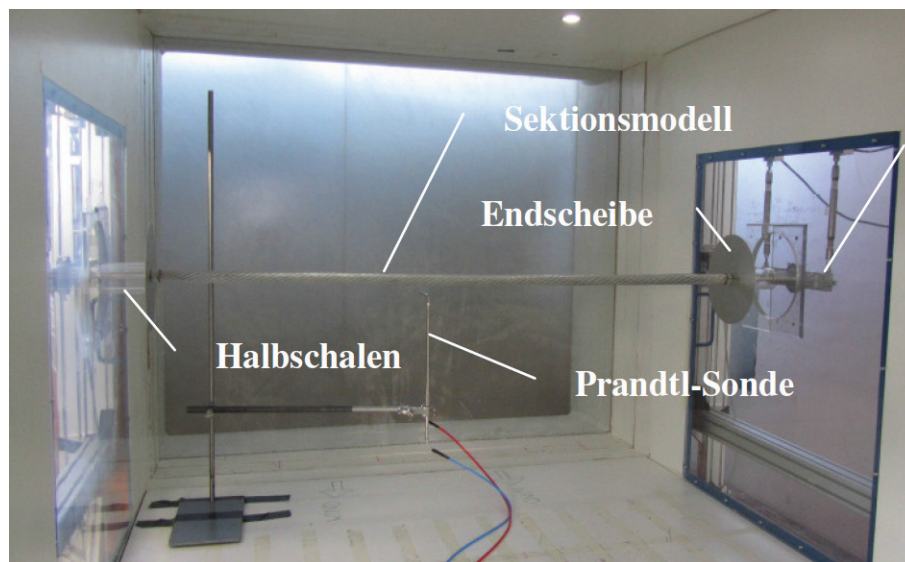


Abbildung A.1: Versuchsaufbau zur Messung des Kraftbeiwertes am Einzelleiter

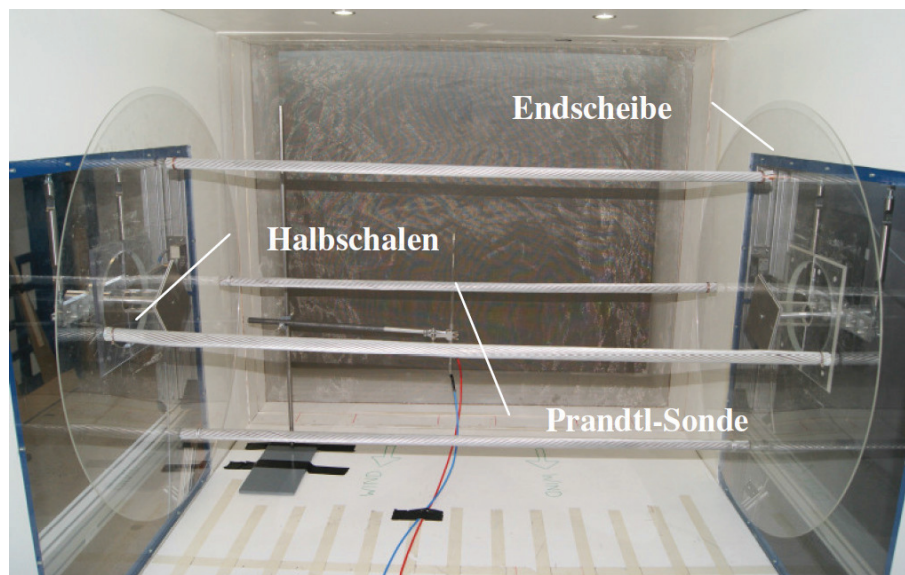


Abbildung A.2: Versuchsaufbau zur Messung des Kraftbeiwerts am Bündelleiter

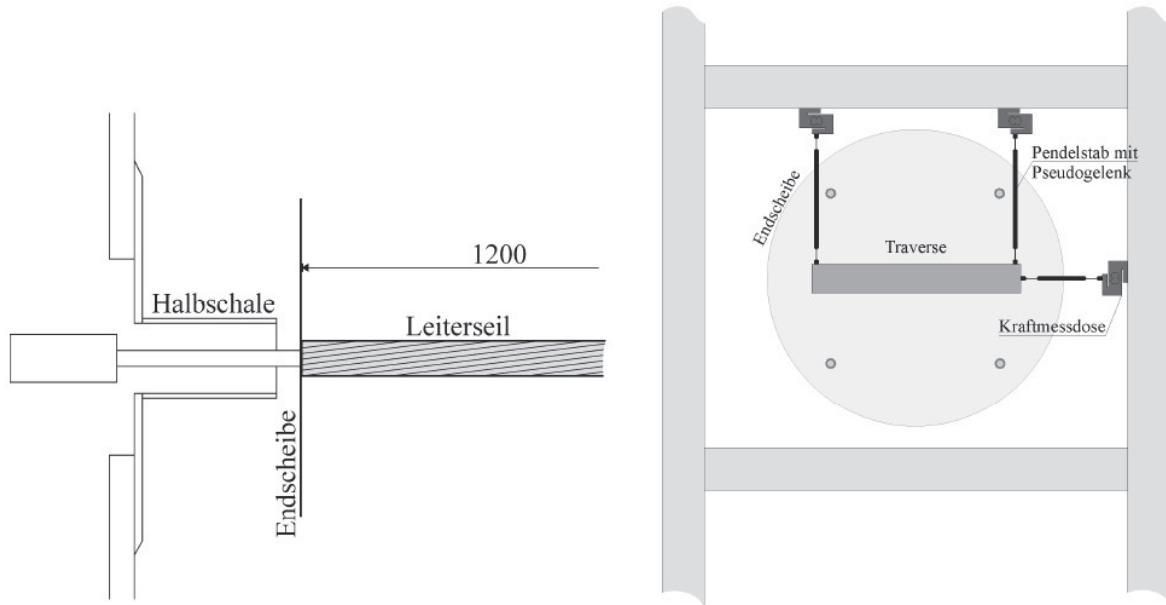
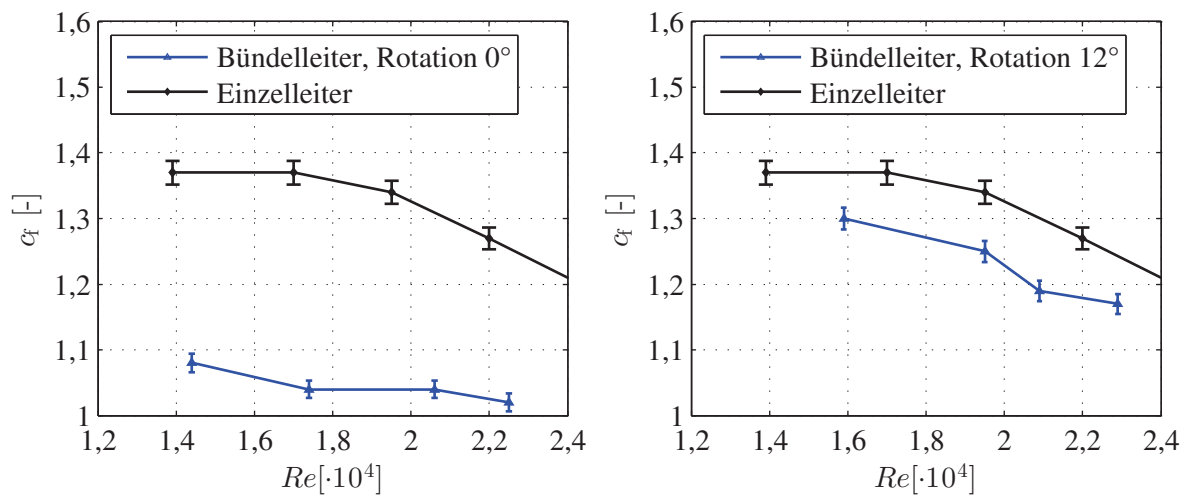


Abbildung A.3: Details des Versuchsaufbaus

Abbildung A.4: Aerodynamische Kraftbeiwerte für 0° (links) bzw. 12° (rechts) Anströmung

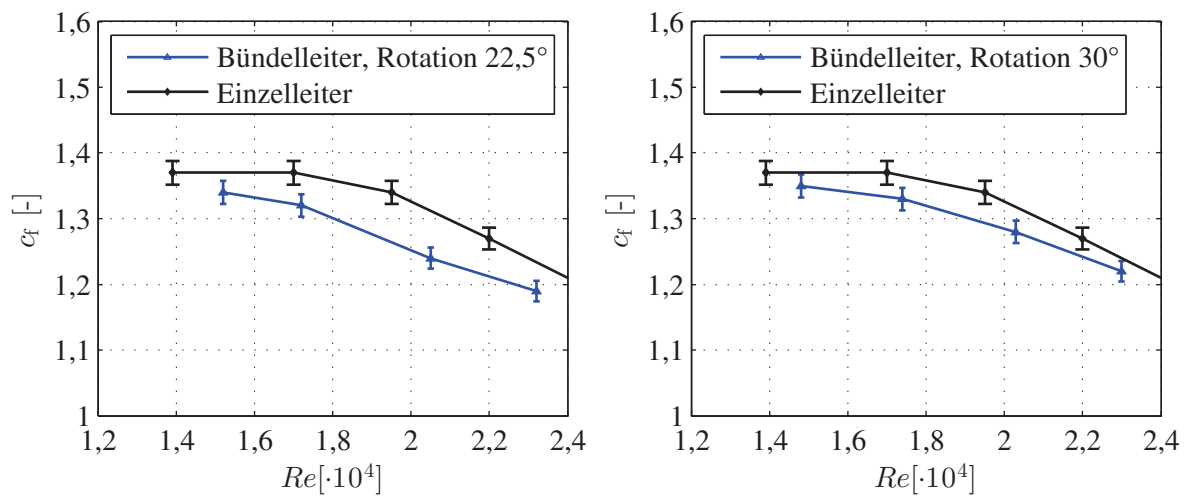


Abbildung A.5: Aerodynamische Kraftbeiwerte für 22,5° (links) bzw. 30° (rechts) Anströmung

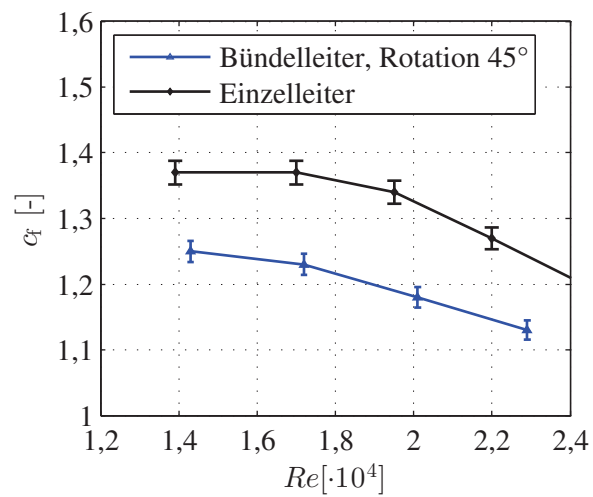


Abbildung A.6: Aerodynamische Kraftbeiwerte für 45° Anströmung

B Überblick der eingebauten Sensoren

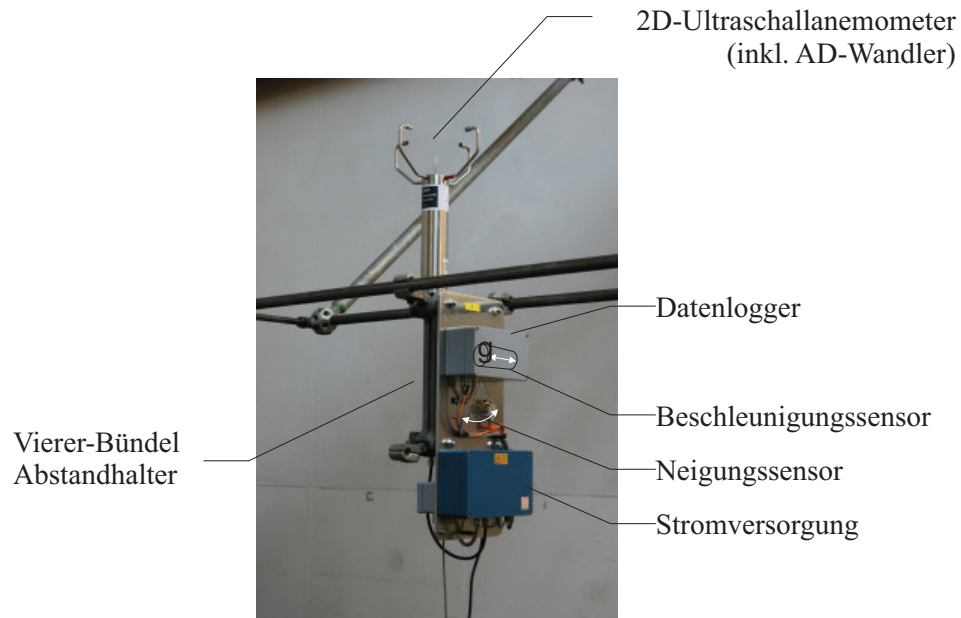


Abbildung B.1: Überblick über eingebaute Sensoren an den Abstandhaltern vor dem Einbau zum Test in der Halle

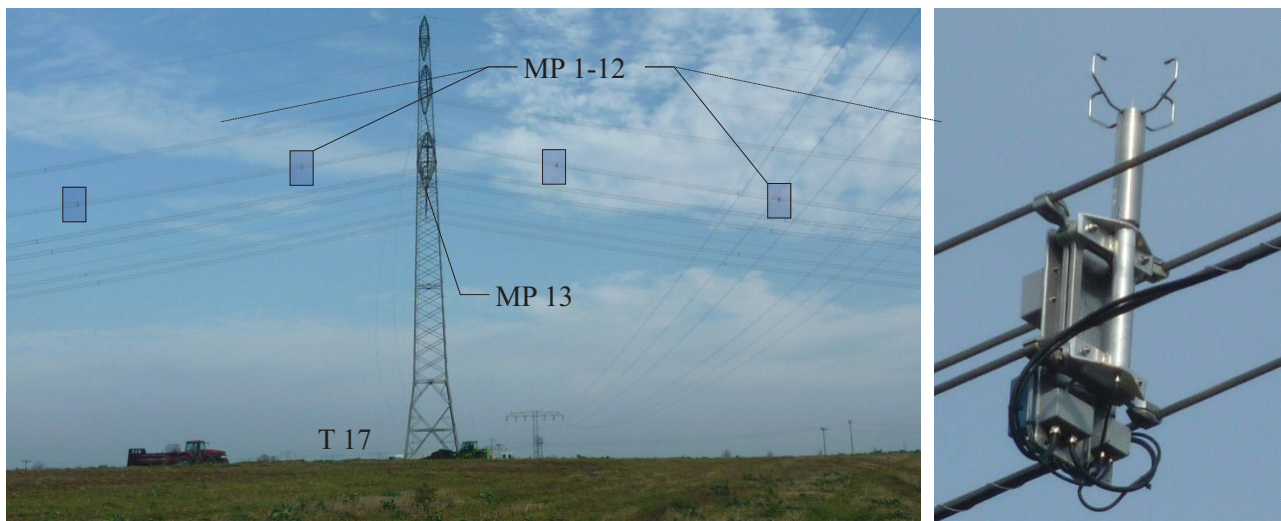


Abbildung B.2: Überblick der in der Leitung hängenden Windsensoren

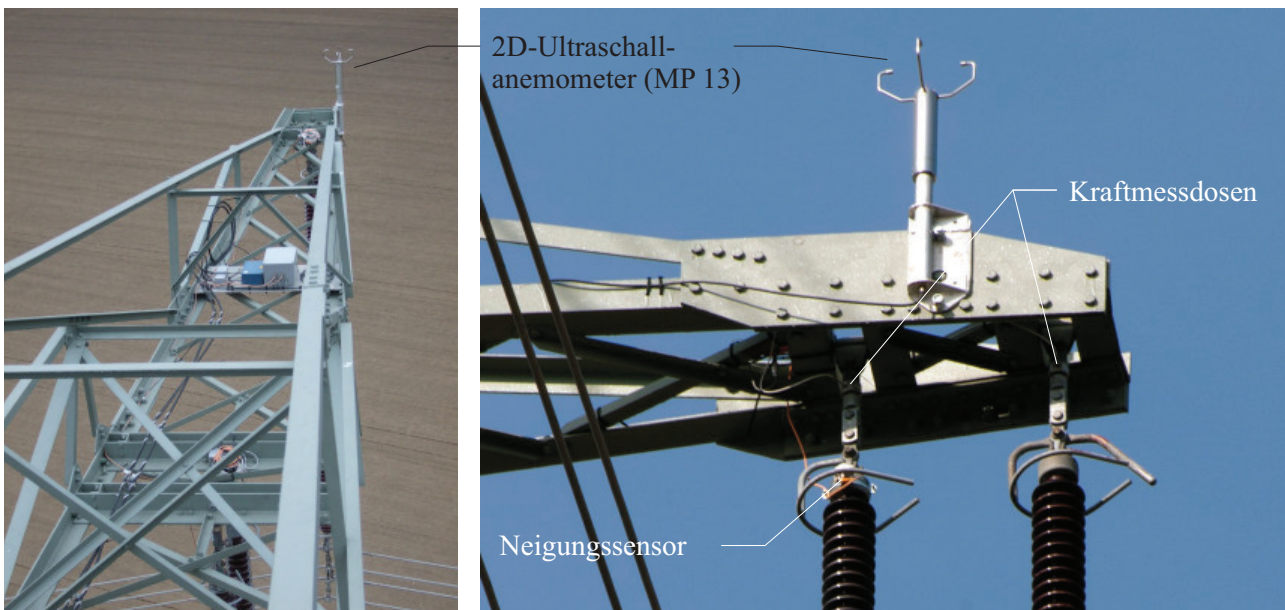


Abbildung B.3: Sensorequipment an der unteren Traverse des Tragmasts T17: festinstallierter Windsensor (links und rechts) und Neigungssensor und Kraftmessdosen am Isolator montiert (rechts)

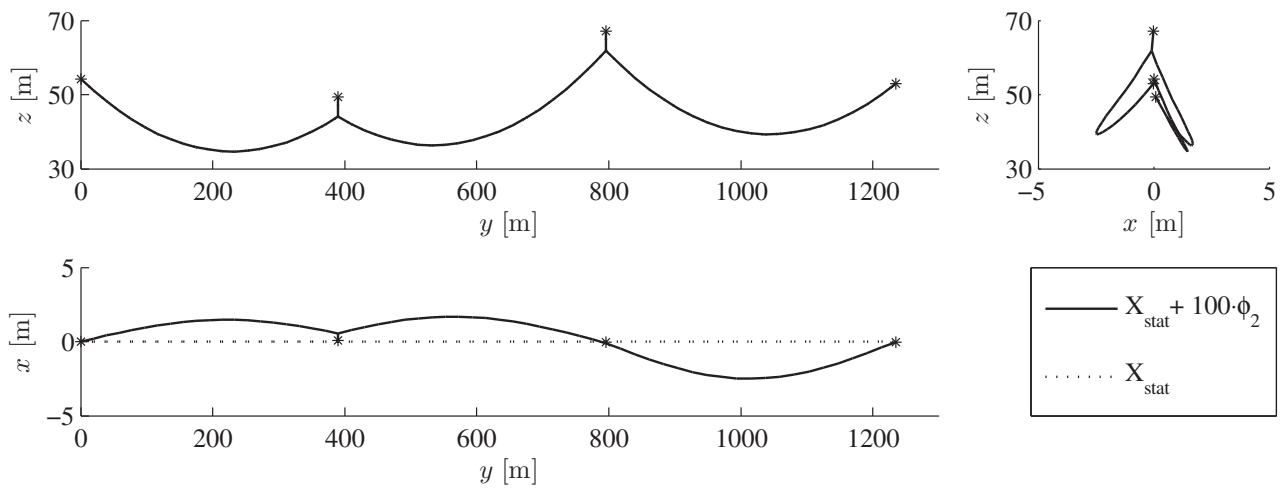
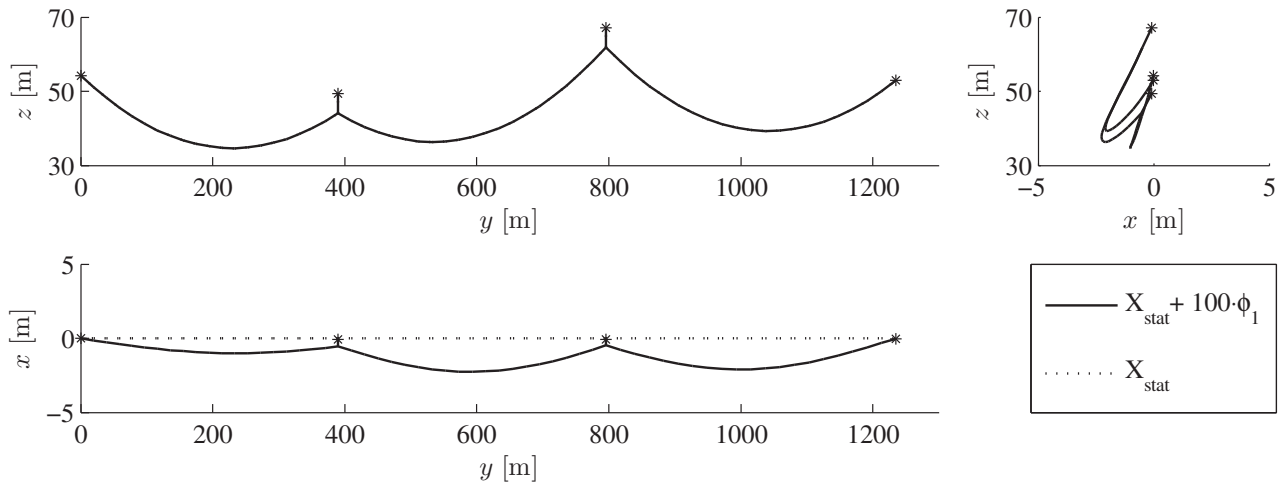


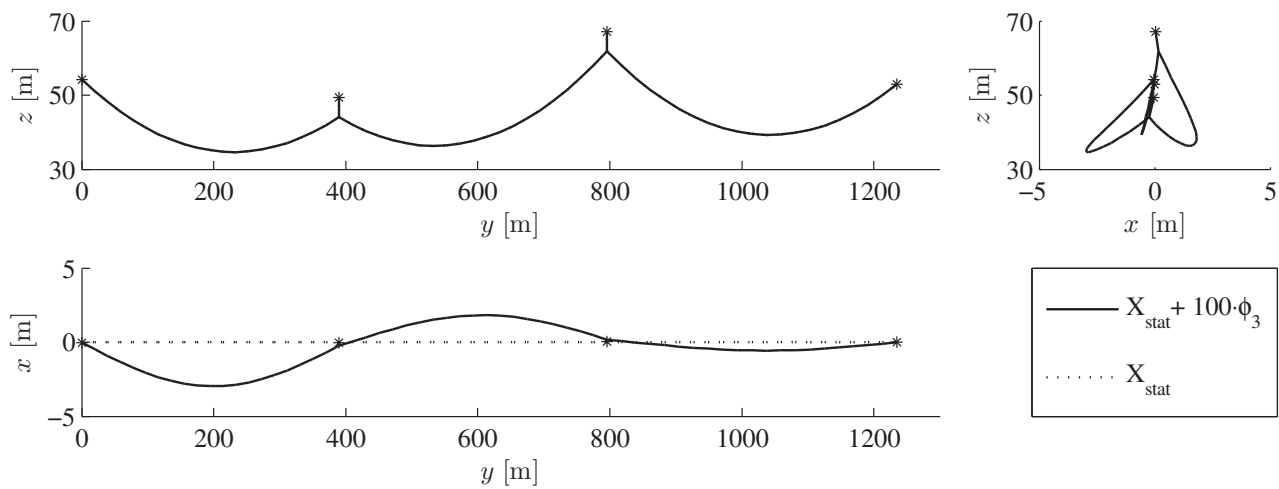
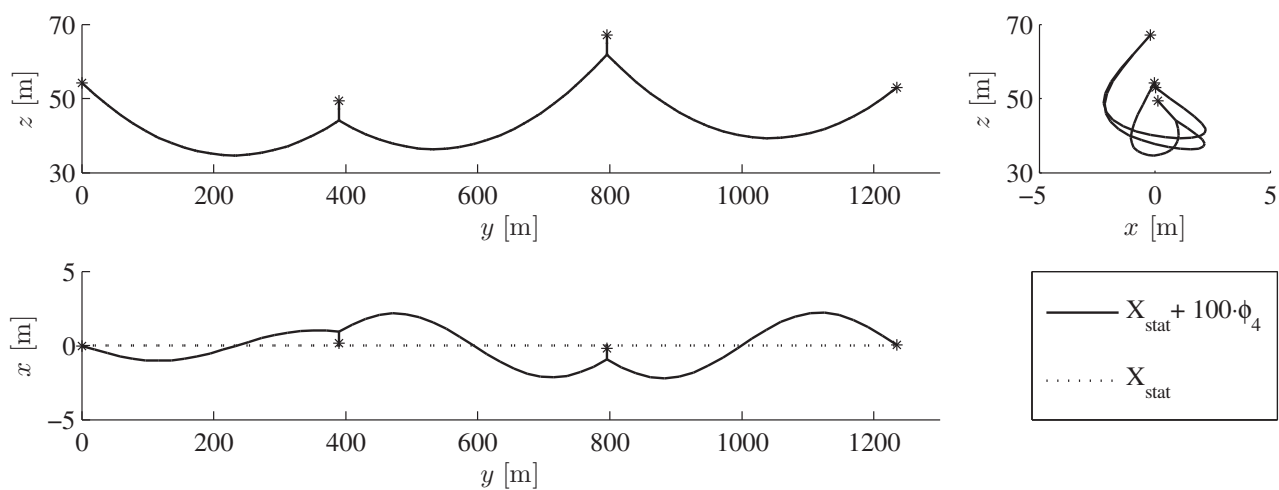
Abbildung B.4: Mastfuß des Tragmasts T17 mit Container für Messrechner (links) und an den Eckstielen verklebten Dehnmessstreifen (rechts)

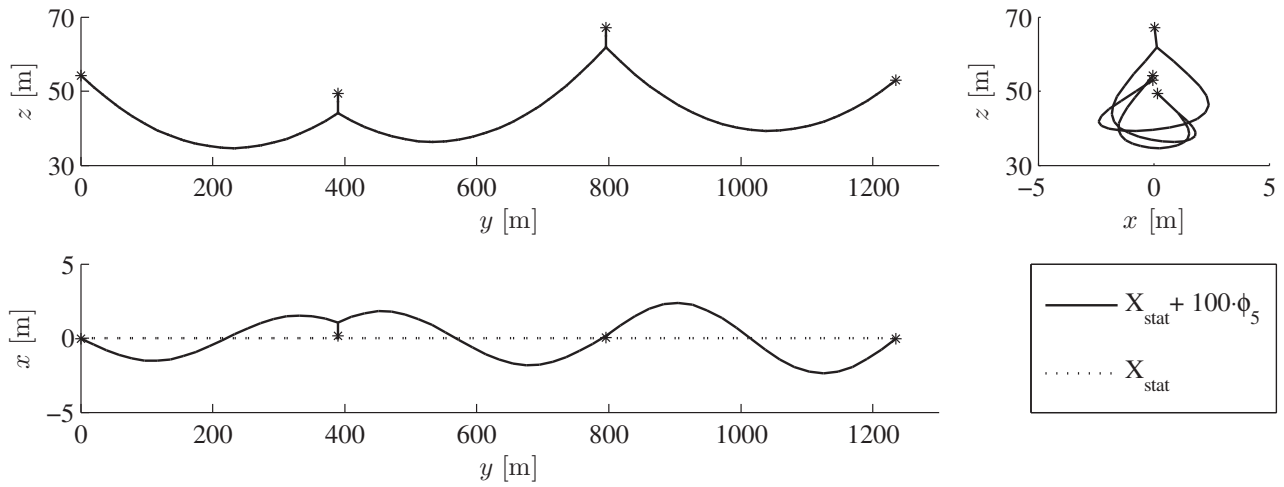
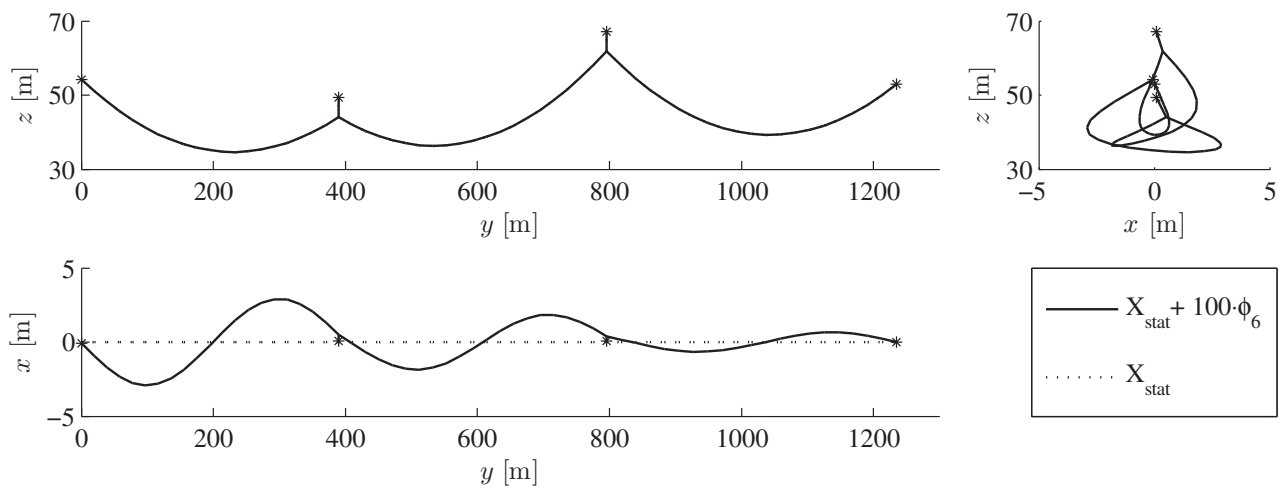


Abbildung B.5: Einbau und Detailansicht der eingebauten Kraftmessdosen am Abspannmast

C Eigenformen des Gesamtmodells



Abbildung C.3: Eigenform zur 3. Eigenfrequenz $f_3 = 0,143$ HzAbbildung C.4: Eigenform zur 4. Eigenfrequenz $f_4 = 0,242$ Hz

Abbildung C.5: Eigenform zur 5. Eigenfrequenz $f_5 = 0,258$ HzAbbildung C.6: Eigenform zur 6. Eigenfrequenz $f_6 = 0,285$ Hz

